



**Pedro Miguel Gonçalves Vilão**

Licenciado em Engenharia Civil

## **Análise da estabilidade global de escavações ancoradas em condições não drenadas**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em

**Engenharia Civil (Estruturas e Geotecnia)**

Orientador: Doutor Nuno Manuel da Costa Guerra,  
Professor Associado, FCT/UNL

Júri:

Presidente: Professora Doutora Maria Teresa Teles Grilo Santana

Arguente: Professor Doutor Pedro Fernando e Mota Guedes de Melo

Vogal: Professor Doutor Nuno Manuel da Costa Guerra



FACULDADE DE  
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

**Maio 2017**



### **Análise da estabilidade global de escavações ancoradas em condições não drenadas**

Copyright © Pedro Miguel Gonçalves Vilão, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa.

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade NOVA de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objetivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.





# Agradecimentos

Em primeiro lugar, gostaria de expressar os mais sinceros agradecimentos ao meu orientador, Professor Doutor Nuno Manuel da Costa Guerra, pelos conhecimentos que me transmitiu ao longo do meu percurso académico na Universidade Nova de Lisboa, pelo apoio, disponibilidade, simpatia, e motivação para a concretização desta dissertação, aspetos que foram fundamentais para a sua concretização.

Agradeço também, aos professores do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Nova de Lisboa, que me acompanharam neste meu percurso académico.

Também, para os professores que lecionaram no curso de Engenharia Civil no Instituto Politécnico de Beja vão os meus agradecimentos por me terem dado as bases científicas, necessárias para que eu continuasse o meu percurso académico, em especial à Professora Doutora Sofia Soares.

Neste percurso final, não poderia de deixar de agradecer aos meus colegas e amigos, o companheirismo, a entreaajuda e os bons momentos que ficarão marcados na minha memória para toda a vida.

Por fim, quer agradecer aos meus pais, pela educação que me deram, pelas oportunidades que me proporcionaram, e pela motivação que me têm dado para chegar até esta etapa da vida.



# Resumo

Aplicam-se os métodos clássicos de equilíbrio limite para a análise da estabilidade global a cortinas ancoradas, dotadas de dois níveis de ancoragens, admitidas executadas em maciços argilosos, com resposta não drenada. A partir de um caso de estudo base, realizou-se uma análise paramétrica relativa ao número de estabilidade, à profundidade enterrada e à inclinação das ancoragens. A análise é realizada considerando duas situações: resistência não drenada constante em profundidade e linearmente crescente com a profundidade. Admitindo também estas duas hipóteses, procedeu-se à análise numérica por elementos finitos e comparou-se os resultados obtidos com os obtidos da metodologia clássica.

Palavras-chave: Estabilidade global, Método de Broms, Método elementos finitos, Condições não drenadas, cortinas multi-ancoradas



# Abstract

The classical limit equilibrium methods for the analysis of global stability are applied to anchored curtains, with two levels of anchors, allowed to be executed in clayey masses, with an undrained response. From a base case study, a parametric analysis was performed regarding the number of stability, the buried depth and the inclination of the anchors. The analysis is performed considering two situations: undrained strength constant in depth and linearly increasing with depth. Assuming also these two hypotheses, a numerical analysis was carried out by finite elements and the results obtained were compared with those obtained from the classical methodology.

Keywords: Global stability, Broms method, Finite elements method, Undrained conditions, multi-anchored walls.



# Conteúdo

<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>XV</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>XXIII</b>
<b>LISTA DE ACRÓNIMOS, ABREVIATURAS E SÍMBOLOS.....</b>	<b>XXV</b>
<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2. MÉTODOS CLÁSSICOS DE ANÁLISE DA ESTABILIDADE GLOBAL .....</b>	<b>5</b>
2.1. INTRODUÇÃO .....	5
2.2. MÉTODO SEMI-EMPÍRICO .....	5
2.3. MÉTODO DE KRANZ (1953) .....	6
2.4. MÉTODO DE BROMS (1968) .....	8
2.5. MÉTODO DE BROMS GENERALIZADO A MAIS DO QUE UM NÍVEL DE ANCORAGENS (CONDIÇÕES DRENADAS).....	10
2.6. MÉTODO DE BROMS ADMITINDO CONDIÇÕES NÃO DRENADAS .....	12
<b>3. ANÁLISE ADMITINDO RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....</b>	<b>15</b>
3.1. INTRODUÇÃO .....	15
3.2. FORMULAÇÃO DO MÉTODO DE BROMS APLICADO EM CONDIÇÕES NÃO DRENADAS E A CORTINAS COM DOIS NÍVEIS DE ANCORAGENS.....	17
3.2.1. <i>Mecanismo 1A</i> .....	17
3.2.2. <i>Mecanismo 2A</i> .....	18
3.2.3. <i>Mecanismo 1B</i> .....	20
3.2.4. <i>Mecanismo 2B</i> .....	20
3.2.5. <i>Mecanismo 3</i> .....	21
3.3. PROGRAMAÇÃO DA FORMULAÇÃO DO MÉTODO DE BROMS .....	24
3.4. DESCRIÇÃO DO CASO BASE .....	24
3.5. ESTUDO ADICIONAL – CASO BASE, CONSIDERANDO AS FENDAS POR TRAÇÃO PREENCHIDAS COM ÁGUA .....	26
3.6. ANÁLISE PARAMÉTRICA, ADMITINDO RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....	29
3.6.1. <i>Introdução</i> .....	29
3.6.2. <i>Influência do número de estabilidade</i> .....	30
3.6.3. <i>Influência da profundidade enterrada adimensionalizada</i> .....	31

3.6.4.	<i>Influência do ângulo de inclinação das ancoragens</i>	32
<b>4.</b>	<b>ANÁLISE ADMITINDO RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE</b>	<b>35</b>
4.1.	INTRODUÇÃO	35
4.2.	FORMULAÇÃO DO MÉTODO DE BROMS APLICADO EM CONDIÇÕES NÃO DRENADAS COM RESISTÊNCIA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE E A CORTINAS COM DOIS NÍVEIS DE ANCORAGENS...	37
4.2.1.	<i>Mecanismo 1A</i>	38
4.2.2.	<i>Mecanismo 2A</i>	39
4.2.3.	<i>Mecanismo 1B</i>	40
4.2.4.	<i>Mecanismo 2B</i>	41
4.2.5.	<i>Mecanismo 3</i>	41
4.3.	CASO CONSIDERANDO O SOLO SATURADO POR CAPILARIDADE	44
4.4.	CASO CONSIDERANDO O SOLO SATURADO POR SUBMERSÃO	46
4.5.	ANÁLISE PARAMÉTRICA, ADMITINDO VARIAÇÃO DA RESISTÊNCIA NÃO DRENADA EM PROFUNDIDADE	49
4.5.1.	<i>Introdução</i>	49
4.5.2.	<i>Influência do parâmetro <math>c_u/\sigma'_v</math></i>	51
4.5.3.	<i>Influência da profundidade enterrada adimensionalizada</i>	51
4.5.4.	<i>Influência do ângulo de inclinação das ancoragens</i>	53
<b>5.</b>	<b>MODELAÇÃO DO PROBLEMA COM ELEMENTOS FINITOS</b>	<b>55</b>
5.1.	INTRODUÇÃO	55
5.2.	MODELO CONSIDERADO	55
5.3.	ESTUDO DE CASO ADMITINDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE	59
5.3.1.	<i>Influência do comprimento das ancoragens</i>	59
5.3.2.	<i>Influência da largura da escavação</i>	60
5.4.	ESTUDO DE CASO ADMITINDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE	65
<b>6.</b>	<b>CRITÉRIO DE ESCOLHA DOS COMPRIMENTOS DE ANCORAGEM</b>	<b>75</b>
6.1.	INTRODUÇÃO	75
6.2.	CRITÉRIO DE ESCOLHA DA DUPLA DE COMPRIMENTOS ÚTEIS DAS ANCORAGENS	75
6.3.	ESTUDO DE CASO ADMITINDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE	76
6.4.	ESTUDO DE CASO ADMITINDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE	83
<b>7.</b>	<b>CONSIDERAÇÕES FINAIS</b>	<b>89</b>
7.1.	CONCLUSÕES	89
7.2.	DESENVOLVIMENTOS FUTUROS	91



<b>BIBLIOGRAFIA .....</b>	<b>93</b>
<b>ANEXO A .....</b>	<b>95</b>
<b>ANEXO B .....</b>	<b>111</b>



# Lista de Figuras

FIGURA 2.1 - ESQUEMA DO MÉTODO SEMI-EMPÍRICO E DE OUTRAS REGRAS PARA DEFINIR A LOCALIZAÇÃO DA SELAGEM DAS ANCORAGENS .....	6
FIGURA 2.2 – MECANISMO CONSIDERADO PELO MÉTODO DE KRANZ E O RESPETIVO POLÍGONO DE FORÇAS.....	7
FIGURA 2.3 - MECANISMO CONSIDERADO PELO MÉTODO DE BROMS E O RESPETIVO POLÍGONO DE FORÇAS.....	9
FIGURA 2.4 - MECANISMOS CONSIDERADOS PELO MÉTODO DE BROMS PARA CORTINAS MULTI-ANCORADAS, EM CONDIÇÕES DRENADAS.....	11
FIGURA 2.5 - MECANISMO CONSIDERADO PELO MÉTODO DE BROMS, ADMITINDO CONDIÇÕES NÃO DRENADAS E O RESPETIVO POLÍGONO DE FORÇAS .....	13
FIGURA 2.6 - MECANISMOS CONSIDERADOS PELO MÉTODO DE BROMS PARA CORTINAS MULTI-ANCORADAS, EM CONDIÇÕES NÃO DRENADAS.....	14
FIGURA 3.1 - GEOMETRIA DA CORTINA CONSIDERADA NO CASO EM ESTUDO.....	16
FIGURA 3.2 - DIAGRAMA DE PRESSÕES APARENTES A APLICAR COMO PRÉ-ESFORÇO DAS ANCORAGENS .....	16
FIGURA 3.3 - IMPULSO ATIVO CONSIDERADO, ADMITINDO $c_u$ CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....	17
FIGURA 3.4 - IMPULSO PASSIVO CONSIDERADO, ADMITINDO $c_u$ CONSTANTE EM PROFUNDIDADE ....	17
FIGURA 3.5 – SUB-MECANISMO 3.1 .....	21
FIGURA 3.6 – SUB-MECANISMO 3.2 .....	21
FIGURA 3.7 - RESULTADOS PONTUAIS OBTIDOS PELO MÉTODO DE BROMS PARA O CASO BASE, ADMITINDO $c_u$ CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....	25
FIGURA 3.8 – MECANISMOS QUE MAIS CONDICIONAM O COLAPSO DA CORTINA NO CASO BASE, ADMITINDO $c_u$ CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....	26
FIGURA 3.9 - MECANISMOS DE COLAPSO DO PONTO P.....	27
FIGURA 3.10 – ENVOLVENTE DE COLAPSO OBTIDA PELO MÉTODO DE BROMS PARA O CASO BASE, ADMITINDO $c_u$ CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....	27

FIGURA 3.11 - EFEITO DA PRESENÇA DA ÁGUA NAS FENDAS POR TRAÇÃO.....	29
FIGURA 3.12 - INFLUÊNCIA DO NÚMERO DE ESTABILIDADE, NA ESTABILIDADE DA CORTINA, PARA O CASO $f/h=0,2$ E $\theta=15^\circ$ .....	31
FIGURA 3.13 – INFLUÊNCIA DA PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA, NA ESTABILIDADE DA CORTINA, PARA O CASO $\gamma_{sat}h/c_u = 4$ E $\theta=15^\circ$ .....	32
FIGURA 3.14 - INFLUÊNCIA DA INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS, NA ESTABILIDADE DA CORTINA, PARA O CASO $\gamma_{sat}h/c_u = 4$ E $f/h=0,2$ .....	33
FIGURA 4.1 - VARIAÇÃO DA RESISTÊNCIA NÃO DRENADA EM PROFUNDIDADE .....	35
FIGURA 4.2 – DEFINIÇÃO DE $c_{u,med}$ .....	37
FIGURA 4.3 - IMPULSO ATIVO CONSIDERADO, ADMITINDO $c_u$ VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE .....	37
FIGURA 4.4 - IMPULSO PASSIVO CONSIDERADO, ADMITINDO $c_u$ VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE .....	37
FIGURA 4.5 - RESULTADOS PONTUAIS OBTIDOS PELO MÉTODO DE BROMS, ADMITINDO $c_u$ VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE .....	45
FIGURA 4.6 – MECANISMOS QUE MAIS CONDICIONAM O COLAPSO DA CORTINA NO CASO BASE, ADMITINDO $c_u$ VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE E O SOLO SATURADO POR CAPILARIDADE .....	46
FIGURA 4.7 – ENVOLVENTES DE COLAPSO OBTIDA PELO MÉTODO DE BROMS, ADMITINDO $c_u$ CONSTANTE E PARA O CASO BASE ADMITINDO $c_u$ VARIÁVEL E O SOLO SATURADO POR CAPILARIDADE .....	47
FIGURA 4.8 - MECANISMOS QUE MAIS CONDICIONAM O COLAPSO DA CORTINA NO CASO BASE, ADMITINDO $c_u$ VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE E O SOLO SATURADO POR SUBMERSÃO .....	48
FIGURA 4.9 – ENVOLVENTE DE COLAPSO OBTIDA PELO MÉTODO DE BROMS PARA O CASO BASE, ADMITINDO $c_u$ VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE E O SOLO SATURADO POR SUBMERSÃO .....	49
FIGURA 4.10 - INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO $\gamma^*/\gamma_{sat}$ NA ESTABILIDADE DA CORTINA.....	50
FIGURA 4.11 - INFLUÊNCIA DO PARÂMETRO $c_u/\sigma'_v$ , NA ESTABILIDADE DA CORTINA, CONSIDERANDO $f/h=0,2$ E $\theta=15^\circ$ .....	51
FIGURA 4.12 - INFLUÊNCIA DA PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA, NA ESTABILIDADE DA CORTINA, CONSIDERANDO $c_u/\sigma'_v=0,25$ E $\theta=15^\circ$ .....	52
FIGURA 4.13 - DETALHE DA INFLUÊNCIA DA PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA, NA ESTABILIDADE DA CORTINA, CONSIDERANDO $c_u/\sigma'_v=0,25$ E $\theta=15^\circ$ .....	53

FIGURA 4.14 - INFLUÊNCIA DO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS, NA ESTABILIDADE DA CORTINA, CONSIDERANDO $c_u/\sigma'_v = 0,25$ E $f/h=0,2$ .....	54
FIGURA 5.1 - ESQUEMA DO MODELO DA CORTINA .....	56
FIGURA 5.2 - ESQUEMA DO MODELO UTILIZADO .....	57
FIGURA 5.3 - PROCESSO CONSTRUTIVO DA CORTINA, UTILIZADO NO MODELO DE ELEMENTOS FINITOS .....	58
FIGURA 5.4 - RESULTADOS OBTIDOS NA MODELAÇÃO COM ELEMENTOS FINITOS, CONSIDERANDO UMA PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,2 E UMA RESISTÊNCIA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....	61
FIGURA 5.5 - RESULTADOS OBTIDOS NA MODELAÇÃO COM ELEMENTOS FINITOS, CONSIDERANDO UMA PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,8 E UMA RESISTÊNCIA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....	62
FIGURA 5.6 - TENDÊNCIA DOS RESULTADOS DE $\gamma_{sat}h/c_u$ .....	63
FIGURA 5.7 - MARCAÇÃO DE ISOLINHAS .....	63
FIGURA 5.8 - ISOLINHAS PARA OS RESULTADOS CONSIDERANDO UMA PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,2 E UMA RESISTÊNCIA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....	64
FIGURA 5.9 - ISOLINHAS PARA OS RESULTADOS CONSIDERANDO UMA PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,8 E UMA RESISTÊNCIA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE .....	64
FIGURA 5.10 - INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DA LARGURA DA ESCAVAÇÃO (B) NOS MECANISMOS DE COLAPSO.....	65
FIGURA 5.11 - RESULTADOS OBTIDOS NA MODELAÇÃO COM ELEMENTOS FINITOS, CONSIDERANDO UMA PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,2 E UMA RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE .....	67
FIGURA 5.12 - RESULTADOS OBTIDOS NA MODELAÇÃO COM ELEMENTOS FINITOS, CONSIDERANDO UMA PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,8 E UMA RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE .....	68
FIGURA 5.13 - ISOLINHAS PARA OS RESULTADOS CONSIDERANDO A PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,2 E UMA RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE .....	69
FIGURA 5.14 - ISOLINHAS PARA OS RESULTADOS CONSIDERANDO UMA PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,8 E UMA RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE .....	69
FIGURA 5.15 - EFEITO TRIDIMENSIONAL PARA A DEFINIÇÃO DE $Lu$ .....	70

FIGURA 5.16 - MECANISMO CONSIDERADO PELO MÉTODO DE BROMS ADMITINDO CONDIÇÕES NÃO DRENADAS E ADESÃO NO LADO PASSIVO DA CORTINA E O RESPECTIVO POLÍGONO DE FORÇAS.	71
FIGURA 5.17 - ISOLINHAS PARA OS RESULTADOS CONSIDERANDO UMA PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,2, UMA RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE E ADESÃO.....	73
FIGURA 5.18 - ISOLINHAS PARA OS RESULTADOS CONSIDERANDO UMA PROFUNDIDADE ENTERRADA DE 0,8, UMA RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE E ADESÃO.....	73
FIGURA 6.1 - CRITÉRIO DE ESCOLHA DO PAR DE COMPRIMENTOS ÚTEIS DAS ANCORAGENS DEFINIDO POR GUERRA ET AL. (2016) .....	76
FIGURA 6.2 - CRITÉRIO DE ESCOLHA DO PAR DE COMPRIMENTOS ÚTEIS DAS ANCORAGENS.....	77
FIGURA 6.3 - LOCALIZAÇÃO DOS PONTOS MÉDIOS DA SELAGEM CONSIDERANDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE, OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE ESCOLHA DEFINIDO NO SUBCAPÍTULO 6.2 , PARA PROFUNDIDADES ENTERRADAS ADIMENSIONAIS DE 0; 0,2 E 0,4.....	78
FIGURA 6.4 - LOCALIZAÇÃO DOS PONTOS MÉDIOS DA SELAGEM CONSIDERANDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE, OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE ESCOLHA DEFINIDO NO SUBCAPÍTULO 6.2, PARA PROFUNDIDADES ENTERRADAS ADIMENSIONAIS DE 0,6; 0,8 E 1.....	79
FIGURA 6.5 – LOCALIZAÇÃO DOS PONTOS MÉDIOS DA SELAGEM AGRUPADOS CONSIDERANDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE, OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE ESCOLHA DEFINIDO NO SUBCAPÍTULO 6.2 , PARA PROFUNDIDADES ENTERRADAS ADIMENSIONAIS DE 0; 0,2 E 0,4; 0,6; 0,8 E 1. ....	80
FIGURA 6.6 - LOCALIZAÇÃO DOS PONTOS MÉDIOS DA SELAGEM AGRUPADOS PELO PARÂMETRO CONSIDERANDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE, OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE ESCOLHA DEFINIDO NO SUBCAPÍTULO 6.2, PARA OS NÚMEROS DE ESTABILIDADE DE 2; 4 E 5 .....	81
FIGURA 6.7 - LOCALIZAÇÃO DOS PONTOS MÉDIOS DA SELAGEM AGRUPADOS PELO PARÂMETRO CONSIDERANDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA CONSTANTE EM PROFUNDIDADE, OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE ESCOLHA DEFINIDO NO SUBCAPÍTULO 6.2, PARA OS NÚMEROS DE ESTABILIDADE DE 6; 8 E 10 .....	82
FIGURA 6.8 - ISOLINHAS DE $c_u/\sigma'_v$ , ADMITINDO $f/h = 0,2$ .....	84
FIGURA 6.9 - ISOLINHAS DE $c_u/\sigma'_v$ , ADMITINDO $f/h=0,8$ .....	84

FIGURA 6.10 - LOCALIZAÇÃO DOS PONTOS MÉDIOS DA SELAGEM CONSIDERANDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE, OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE ESCOLHA DEFINIDO NO SUBCAPÍTULO 6.2, PARA PROFUNDIDADES ENTERRADAS ADIMENSIONAIS DE 0; 0,2 E 0,4.	85
FIGURA 6.11 - LOCALIZAÇÃO DOS PONTOS MÉDIOS DA SELAGEM CONSIDERANDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE, OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE ESCOLHA DEFINIDO NO SUBCAPÍTULO 6.2, PARA PROFUNDIDADES ENTERRADAS ADIMENSIONAIS DE 0,6; 0,8 E 1,0.	86
FIGURA 6.12 – LOCALIZAÇÃO DOS PONTOS MÉDIOS DA SELAGEM AGRUPADOS CONSIDERANDO A RESISTÊNCIA NÃO DRENADA VARIÁVEL EM PROFUNDIDADE, OBTIDOS PELO CRITÉRIO DE ESCOLHA DEFINIDO NO SUBCAPÍTULO 6.2 , PARA PROFUNDIDADES ENTERRADAS ADIMENSIONAIS DE 0; 0,2 E 0,4; 0,6; 0,8 E 1.	87
FIGURA A.1 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO NÚMERO DE ESTABILIDADE ADMITINDO $f/h=0,0$	95
FIGURA A.2 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO NÚMERO DE ESTABILIDADE ADMITINDO $f/h=0,2$	96
FIGURA A.3 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO NÚMERO DE ESTABILIDADE ADMITINDO $f/h=0,4$	97
FIGURA A.4 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO NÚMERO DE ESTABILIDADE ADMITINDO $f/h=0,6$	98
FIGURA A.5 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO NÚMERO DE ESTABILIDADE ADMITINDO $f/h=0,8$	99
FIGURA A.6 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO NÚMERO DE ESTABILIDADE ADMITINDO $f/h=1,0$	100
FIGURA A.7 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=2$	101
FIGURA A.8 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=4$	101
FIGURA A.9 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=6$	102

FIGURA A.10 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=8$ .....	103
FIGURA A.11 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=10$ .....	104
FIGURA A.12 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=2$ .....	105
FIGURA A.13 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=4$ .....	106
FIGURA A.14 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=6$ .....	107
FIGURA A.15 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=8$ .....	108
FIGURA A.16 - RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $\gamma_{sat}h/c_u=10$ .....	109
FIGURA B.1- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO PARÂMETRO $cu/\sigma_v'$ ADMITINDO $f/h=0,0$ .....	111
FIGURA B.2- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO PARÂMETRO $cu/\sigma_v'$ ADMITINDO $f/h=0,2$ .....	112
FIGURA B.3- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO PARÂMETRO $cu/\sigma_v'$ ADMITINDO $f/h=0,4$ .....	113
FIGURA B.4- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO PARÂMETRO $cu/\sigma_v'$ ADMITINDO $f/h=0,6$ .....	114
FIGURA B.5- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO PARÂMETRO $cu/\sigma_v'$ ADMITINDO $f/h=0,8$ .....	115
FIGURA B.6- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO PARÂMETRO $cu/\sigma_v'$ ADMITINDO $f/h=1,0$ .....	116
FIGURA B.7- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $c_u/\sigma_v'=0,10$ .....	117
FIGURA B.8- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $c_u/\sigma_v'=0,15$ .....	118



FIGURA B.9- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,20$ .....	119
FIGURA B.10- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,25$ .....	120
FIGURA B.11- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,30$ .....	121
FIGURA B.12- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,35$ .....	122
FIGURA B.13- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA À PROFUNDIDADE ENTERRADA DA CORTINA ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,40$ .....	123
FIGURA B.14- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,10$ .....	124
FIGURA B.15- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,15$ .....	125
FIGURA B.16- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,20$ .....	126
FIGURA B.17- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,25$ .....	127
FIGURA B.18- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,30$ .....	128
FIGURA B.19- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,35$ .....	129
FIGURA B.20- RESULTADOS DA ANÁLISE PARAMÉTRICA AO ÂNGULO DE INCLINAÇÃO DAS ANCORAGENS ADMITINDO $c_u/\sigma'_v=0,40$ .....	130



# Lista de Tabelas

TABELA 2.1 - LOCALIZAÇÃO DO PONTO B .....	8
---	---



# Lista de Acrónimos, Abreviaturas e Símbolos

## Símbolos

$\beta$	Fator de pré-esforço das ancoragens
$\gamma$	Peso volúmico do solo
$\gamma'$	Peso volúmico submerso do solo
$\gamma^*$	Peso volúmico considerado, nos cálculos da variação da resistência não drenada, em profundidade
$\gamma_{sat}$	Peso volúmico saturado do solo
$\gamma_w$	Peso volúmico da água
$\delta_a$	Ângulo de atrito solo-estrutura do lado ativo
$\delta_p$	Ângulo de atrito solo-estrutura do lado passivo
$\theta$	Inclinação das ancoragens
$\xi$	Ângulo que a cunha de solo faz com a horizontal
$\sigma'_v$	Tensão efetiva vertical
$\phi'$	Ângulo de resistência ao corte do solo
$a$	Profundidade de instalação da cabeça de ancoragem
$B$	Largura da escavação
$C_a$	Força de adesão entre o solo e a cortina
$c_a$	Adesão entre o solo e a cortina
$c_u$	Resistência ao corte não drenada do solo
$c_{u,med}$	Resistência ao corte não drenada média do solo
$d$	Distância do fim da ancoragem até ao ponto B

$F_{anc}$	Força na ancoragem
$F_{anc,k}$	Força na ancoragem de Kranz
$FS_b$	Fator de segurança de Broms
$FS_k$	Fator de segurança de Kranz
$f$	Profundidade enterrada da cortina
$h$	Profundidade da escavação
$I_a$	Impulso ativo
$I_{agua}$	Impulso da água
$I_p$	Impulso passivo
$I_{pb}$	Impulso passivo de Broms
$L_{long}$	Espaçamento entre as ancoragens, em planta
$L_x$	Comprimento do modelo de elementos finitos na direção horizontal
$L_y$	Comprimento do modelo de elementos finitos na direção vertical
$Ll$	Comprimento livre da ancoragem
$Ls$	Comprimento de selagem da ancoragem
$Lu$	Comprimento útil da ancoragem
$l$	Comprimento do troço inclinado da cunha de solo
$m_{cu}$	Variação da resistência ao corte não drenada com a profundidade
$N$	Força de reação normal da cunha de solo
$N_b$	Número de estabilidade da base
$R$	Força de resistência ao corte do solo em condições drenadas
$R_{inter}$	Fator de redução da resistência na interface solo-cortina
$R_s$	Força de reação entre duas cunhas de solo
$T$	Força tangencial de resistência ao corte do solo em condições não drenadas
$W$	Peso da cunha de solo
$z_f$	Profundidade genérica, medida a partir do início da profundidade enterrada
$z_h$	Profundidade genérica, medida a partir do topo da cortina

$z_0$

Profundidade das fendas de tração





# Capítulo 1

## Introdução

Após a revolução industrial, deu-se um aumento demográfico e um aumento da migração da população agrícola para as cidades. De forma a acomodar esta nova população, as cidades começaram a crescer. Ora, se no início deste crescimento era fácil aproveitar o espaço existente para a construção, utilizando as técnicas antigas, rapidamente se tornou numa tarefa árdua, pois o aumento da densidade populacional, estava intimamente ligada ao aumento da densidade de edificações, e quando a primeira aumentava, a segunda também teria que aumentar. Surge assim a necessidade de melhorar as técnicas de construção já existentes, para que a construção a partir desse momento se desenvolvesse em altura (na construção de mais pisos acima e abaixo da cota do terreno), e não em planta como era hábito na época. Começa então um período que para a estabilização de taludes, e para a construção de caves, entre outras aplicações, começam a ser utilizados muros de contenção, e a investigação acerca destes começa a ser desenvolvida. Desde este período até aos dias de hoje, o aprofundamento das técnicas construtivas das obras de contenção não parou de evoluir, e o que no início começou por serem apenas muros de gravidade e cortinas de estacas autoportantes, hoje temos ao nosso dispor diferentes técnicas de estabilização de escavações, entre as quais as cortinas ancoradas.

Visto que atualmente continua a existir uma escassez espacial dentro das cidades, a utilização deste tipo de estruturas continua a ter um papel vital nas obras de construção civil que envolvam a estabilização de terrenos para escavação. Assim, torna-se importante continuar a investigar estas estruturas para as tornar mais seguras e económicas.

Assim, o presente estudo visa complementar a investigação acerca dos fatores que influenciam a estabilidade global das cortinas multi-ancoradas, que sejam construídas em solos que se comportem de forma não drenada.

Para tal, será utilizado o método de equilíbrio limite de Broms (1968), adaptado para prever um solo com comportamento do tipo não drenado. Esta análise será realizada preliminarmente apenas variando os comprimentos úteis de cada ancoragem, de modo a conseguir interpretar todas as alterações de comportamento que ocorrem na estabilidade global da cortina com as diferentes geometrias dos mecanismos, que poderão levar ao colapso da construção. Posteriormente será realizada uma análise paramétrica, fazendo variar também a dimensão da profundidade enterrada, a inclinação das ancoragens, e as características do solo, para que se consiga entender a importância dos diferentes fatores que influenciam a estabilidade global da cortina. Para tornar esta análise mais próxima da realidade, também será analisado o efeito da presença de água nas fendas por tração que ocorrem devido ao comportamento não drenado do solo, e o efeito da variação da resistência não drenada do solo com a variação da profundidade. Será realizada ainda uma análise com o método dos elementos finitos e os resultados obtidos por ambos os métodos serão comparados e por fim estudam-se as várias localizações dos bolbos de selagem, aplicando um critério de escolha dos comprimentos de ancoragem aos resultados obtidos.

Esta dissertação está organizada em sete capítulos:

- No primeiro capítulo realiza-se uma contextualização acerca do problema em estudo, será explicado de forma introdutória qual o problema e a metodologia a aplicar pelo autor, para que se consiga atingir soluções aceitáveis para o problema;
- No segundo capítulo realiza-se uma breve descrição sobre alguns métodos clássicos, que podem ser utilizados para resolver o problema abordado nesta dissertação. Além disso, também são realizadas as adaptações ao método de Broms (1968) para que este se adapte ao problema, considerando um solo em condições não drenadas;
- No terceiro capítulo são deduzidas as expressões matemáticas do método de Broms para este se adaptar ao problema, considerando um solo em condições não drenadas com resistência não drenada constante em profundidade, é analisado um caso pontual deste tipo de problema, é analisada a influência da presença de água nas fendas por tração e por fim realiza-se uma análise paramétrica do problema em estudo no presente capítulo, ao nível dos parâmetros da resistência não drenada, da dimensão da profundidade enterrada da cortina e da inclinação das ancoragens;
- No quarto capítulo são deduzidas as expressões matemáticas do método de Broms para este se adaptar ao problema, considerando um solo em condições não drenadas com resistência não drenada variável em profundidade e são analisados dois casos pontuais deste

tipo de problema. O primeiro, em que o solo está saturado por capilaridade, o segundo, em que o solo está saturado por estar submerso. Também se realiza uma análise paramétrica do problema em estudo no presente capítulo, ao nível dos parâmetros da variação da resistência não drenada com a profundidade, da dimensão da profundidade enterrada da cortina e da inclinação das ancoragens;

- No quinto capítulo o problema é resolvido com recurso a elementos finitos, e é realizada uma comparação entre as soluções obtidas anteriormente, pelo método de Broms e as obtidas neste capítulo;

- No sexto capítulo procura-se definir um critério de escolha para o comprimento das ancoragens;

- No sétimo capítulo são apresentadas as conclusões desta dissertação, e uma proposta de estudos futuros a realizar, no âmbito desta temática.



## Capítulo 2

# Métodos clássicos de análise da estabilidade global

### 2.1. Introdução

A estabilidade global de cortinas ancoradas é classicamente tratada de uma forma simplificada, seja considerando metodologias semi-empíricas, seja recorrendo a métodos específicos de análise do problema, baseados no método do equilíbrio limite.

O método semi-empírico consiste, de uma forma simples, em assegurar que os bolbos de selagem se encontram no maciço em zona fora da cunha ativa. Tal método é brevemente descrito no Subcapítulo 2.2.

Os métodos específicos, baseados no método do equilíbrio limite, de análise da estabilidade global são baseados nas contribuições de Kranz (1953) e de Broms (1968) são descritos nos restantes subcapítulos deste capítulo.

### 2.2. Método semi-empírico

Conforme se referiu no subcapítulo anterior, o método semi-empírico procura assegurar que as selagens das ancoragens são realizadas fora da cunha ativa.

O método semi-empírico considera, portanto, a superfície que define a cunha ativa, admitindo-se habitualmente que tem uma inclinação com a horizontal de  $45^\circ + \phi'/2$  (condições de Rankine), em que  $\phi'$  corresponde ao ângulo de resistência ao corte do solo, desenvolvendo-se a partir do ponto P, indicado na Figura 2.1. Existem essencialmente duas localizações para o ponto P:

- poderá estar localizado na extremidade da cortina (coincidente com o ponto Q, na Figura 2.1);
- poderá estar localizado a uma profundidade menor correspondente ao comprimento da profundidade enterrada necessária para garantir o equilíbrio limite da estrutura.

As selagens das ancoragens deverão estar localizadas, segundo este método, a, pelo menos,  $0,15h$  metros de distância desta superfície, não podendo esta distância ser menor do que 1,5 metros (Figura 2.1).

Embora já não estejam relacionadas com a estabilidade global de uma cortina, existem outras regras habitualmente seguidas para a instalação da selagem das ancoragens, tais como:

- as selagens das ancoragens devem estar situadas a pelo menos 5 metros da superfície do solo;
- a distância entre as selagens das ancoragens deverá ser no mínimo de 1,5 metros;
- os comprimentos livres das ancoragens não devem inferiores a 5 metros ( $Ll \geq 5\text{ m}$ );
- os comprimentos de selagem das ancoragens não devem ser inferiores a 3 metros ( $Ls \geq 3\text{ m}$ ) (Matos Fernandes 1983).

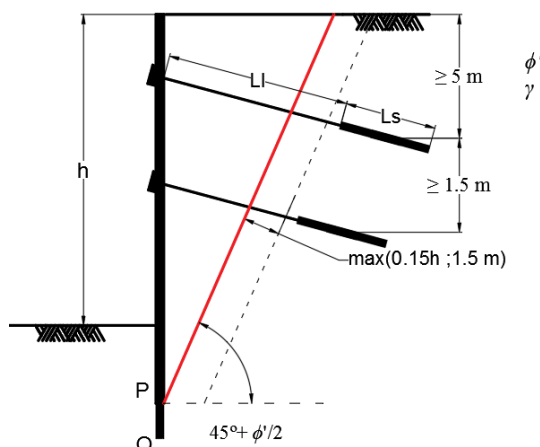


Figura 2.1 - Esquema do método semi-empírico e de outras regras para definir a localização da selagem das ancoragens

A Figura 2.1 inclui igualmente as indicações correspondentes a estas regras.

### 2.3. Método de Kranz (1953)

Kranz estudou a estabilidade global de cortinas de estacas-pranchas suportadas por apenas um nível de ancoragens do tipo placa ou viga. No entanto a sua teoria foi generalizada para avaliar a estabilidade de cortinas com um ou mais níveis de ancoragens pré-esforçadas por Jelinek e Ostermayer (1967) e por Ranke e Ostermayer (1968). (Josefino et al. 2014).

Assim, na presente dissertação, a designação “método de Kranz” refere-se não apenas ao método original, mas também ao método generalizado por estes autores. O método de Kranz baseia-se no equilíbrio de uma cunha de solo, representada na Figura 2.2, que se inicia na base da cortina (ponto A), e termina à superfície do solo (ponto C), passando por um ponto B, que está localizado na selagem da ancoragem. Isto significa, portanto, que o método de Kranz estuda apenas o equilíbrio do solo, não incluindo o equilíbrio da cortina. Neste aspeto distingue-se do método de Broms, que se abordará em seguida, uma vez, que, neste método, como se verá, o equilíbrio estudado é o do conjunto cortina e solo. Pelo facto de o equilíbrio estudado no método de Kranz ser apenas o do solo, as forças envolvidas são as que se apresentam na Figura 2.2 (ao centro e à direita).

Nesta figura considera-se que os impulsos mobilizados na cortina têm uma inclinação dependente do ângulo de atrito entre o solo e a estrutura no lado passivo,  $\delta_p$ , e no lado ativo,  $\delta_a$ .

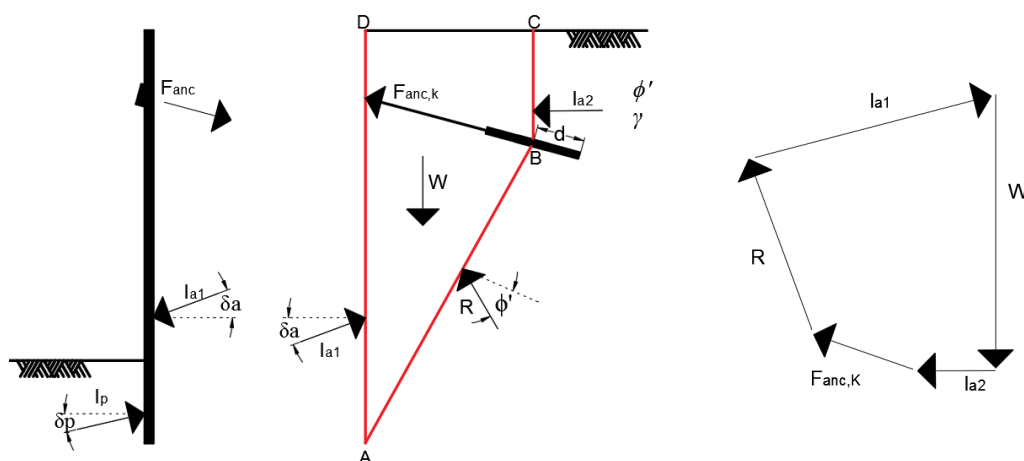


Figura 2.2 – Mecanismo considerado pelo método de Kranz e o respetivo polígono de forças

Da pesquisa bibliográfica efetuada, identificou-se essencialmente duas localizações possíveis para o ponto B: a meio do comprimento de selagem da ancoragem (More 2003), ou no início do comprimento de selagem da ancoragem (Clayton et al. 2013; Littlejohn 1970). Na Tabela 2.1 encontram-se resumidas as possíveis localizações do ponto B.

Nesta dissertação, o comprimento desde o início da ancoragem até ao ponto B será denominado como comprimento útil da ancoragem ( $L_u$ ).

As forças envolvidas no equilíbrio da cunha de solo estão representadas no polígono de forças da Figura 2.2. Destas, para dada geometria, conhece-se o peso da cunha de solo ( $W$ ) e os impulsos ativos ( $I_{a1}$  e  $I_{a2}$ ), permanecendo como incógnitas a força  $R$  e a força  $F_{anc,K}$ , que representa a força máxima que poderá estar aplicada na ancoragem, para que a massa de solo não instabilize. Pelas equações de equilíbrio de forças horizontais e de forças verticais, podem ser calculadas as incógnitas referidas.

Tabela 2.1 - Localização do ponto B

Referência bibliográfica	Método	d
More (2003)	Kranz	$L_s/2$
Clayton et al. (2013) e Littlejohn (1970)	Kranz	$L_s$
Fang (1991)	Broms	$L_s/2$
Clayton et al. (2013) e Broms (1988)	Broms	$L_{long}/2$

Caso a força instalada na ancoragem para equilibrar a cortina ( $F_{anc}$ ) seja inferior à força máxima que a ancoragem pode possuir para que a cunha de solo não entre em colapso ( $F_{anc,K}$ ), a estabilidade da cortina é verificada. Assim, o fator de segurança global de Kranz é dado pelo quociente entre estas duas forças:

$$FS_K = \frac{F_{anc,K}}{F_{anc}} \quad 2.1$$

Tradicionalmente é adotado um valor mínimo de 1,5 para este fator de segurança (Clayton et al. 2013; Josefino et al. 2014).

De acordo com o Eurocódigo 7 devem ser utilizados coeficientes de segurança parciais, ao invés do fator de segurança global adotado por Kranz. No entanto os trabalhos de Josefino et al. (2014) revelaram que os resultados obtidos considerando o fator de segurança global de Kranz e os coeficientes parciais do Eurocódigo 7 são semelhantes.

## 2.4. Método de Broms (1968)

Conforme se referiu, o método de Broms considera a verificação, em conjunto, da estabilidade da cortina e da cunha de solo. Assim, este método considera para a verificação da estabilidade todas as forças aplicadas no conjunto da cortina e da cunha de solo (Figura 2.3).

A localização do ponto B varia de autor para autor, podendo estar localizado, essencialmente, em duas zonas: ou a metade do comprimento de selagem da ancoragem (Fang 1991) ou a uma distância de metade do espaçamento em planta das ancoragens, a ser contabilizado desde o fim da ancoragem (Clayton et al. 2013; Broms 1988). Esta informação encontra-se resumida na Tabela 2.1.

As forças envolvidas no equilíbrio são as representadas no polígono de forças da Figura 2.3. Destas forças, para dada geometria, conhece-se o peso da cunha de solo,  $W$ , e o impulso ativo  $I_a$  (pode também ser considerada uma força vertical na base da cortina, dependendo do



tipo de cortina a executar, e o peso próprio da parede, que não estão representados na figura). As incógnitas são a força  $R$  e o impulso passivo (de Broms) necessário para equilibrar a cortina (representado por  $I_{pB}$ , na Figura 2.3). Através do equilíbrio de forças horizontais e verticais, estas duas incógnitas são facilmente calculadas. Conhece-se também o impulso passivo que a cortina consegue mobilizar na sua parte enterrada. Do método resulta que a cortina é estável quando se consegue mobilizar um impulso passivo ( $I_p$ ) na base da cortina, maior do que o impulso passivo de Broms ( $I_{pB}$ ) necessário para equilibrar o conjunto da cortina e da cunha de solo. Assim, o fator de segurança de Broms, é dado pelo quociente entre estes dois impulsos:

$$FS_B = \frac{I_p}{I_{pB}} \quad 2.2$$

Broms admite que o valor mínimo para este fator de segurança seja de 1,5 (Clayton et al. 2013; Josefino et al. 2014; Broms 1968). Tal como foi referido anteriormente, de acordo com o Eurocódigo 7 devem ser utilizados coeficientes de segurança parciais. Contudo, à semelhança do que se referiu a propósito do método de Kranz, trabalhos realizados por Josefino et al. (2014) mostram que os resultados obtidos considerando o fator de segurança global de Broms e os coeficientes parciais do Eurocódigo 7 são semelhantes.

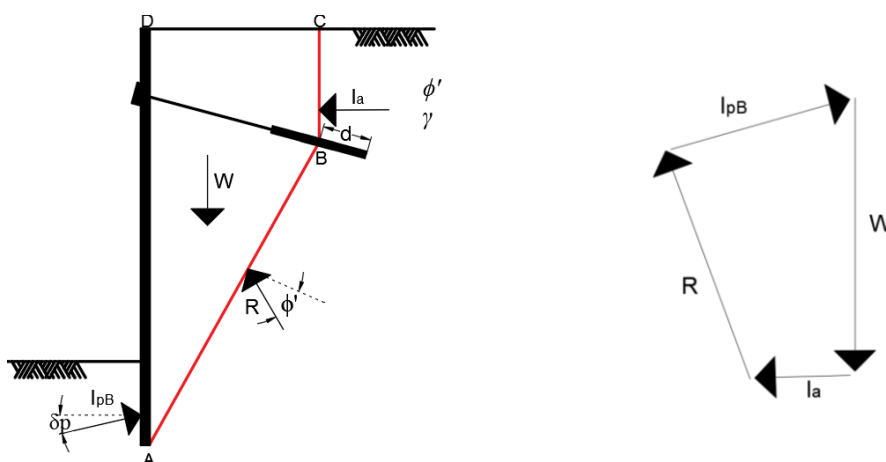


Figura 2.3 - Mecanismo considerado pelo método de Broms e o respetivo polígono de forças

Quando a cortina está em equilíbrio limite ( $FS_k = FS_b = 1$ ) os métodos de Kranz e de Broms são equivalentes, conduzindo, portanto, aos mesmos resultados (Josefino et al. 2014). Na presente dissertação será adotado o método de Broms.

## **2.5. Método de Broms generalizado a mais do que um nível de ancoragens (condições drenadas)**

Aplicando a generalização realizada por Ranke e Ostermayer (1968) para casos de cortinas suportadas por um ou mais níveis de ancoragens, tem-se que, quando a cortina em estudo é suportada por dois níveis de ancoragens, o método de Broms implica o estudo de cinco mecanismos diferentes (Figura 2.4):

- Mecanismo 1A - Este mecanismo encontra-se representado esquematicamente na Figura 2.4a. Este mecanismo é considerado na avaliação da estabilidade da cortina sempre que o comprimento útil da segunda ancoragem não ultrapasse a cunha de solo em análise;
- Mecanismo 2A - Este mecanismo encontra-se representado esquematicamente na Figura 2.4b. Este mecanismo só será considerado na avaliação da estabilidade da cortina quando o comprimento útil da primeira ancoragem não ultrapasse a cunha de solo em análise;
- Mecanismo 1B - Este mecanismo encontra-se representado esquematicamente na Figura 2.4c. Este mecanismo é considerado sempre que o comprimento útil da segunda ancoragem ultrapasse a cunha de solo em análise. Destaca-se então, que a força de pré-esforço instalada nesta ancoragem, terá que ser tida em conta na avaliação da estabilidade do mecanismo;
- Mecanismo 2B - Este mecanismo encontra-se representado esquematicamente na Figura 2.4d. Este mecanismo é considerado sempre que o comprimento útil da primeira ancoragem ultrapasse a cunha de solo em análise. Destaca-se então que a força de pré-esforço instalada nesta ancoragem, terá que ser tida em conta na avaliação da estabilidade do mecanismo;
- Mecanismo 3 - Este mecanismo encontra-se representado esquematicamente na Figura 2.4e. Este mecanismo apenas é considerado na avaliação da estabilidade da cortina quando o comprimento útil da primeira ancoragem é maior do que o comprimento útil da segunda ancoragem.

Para que a cortina seja considerada estável, todos os mecanismos válidos para um certo comprimento útil das ancoragens, têm que ser estáveis.

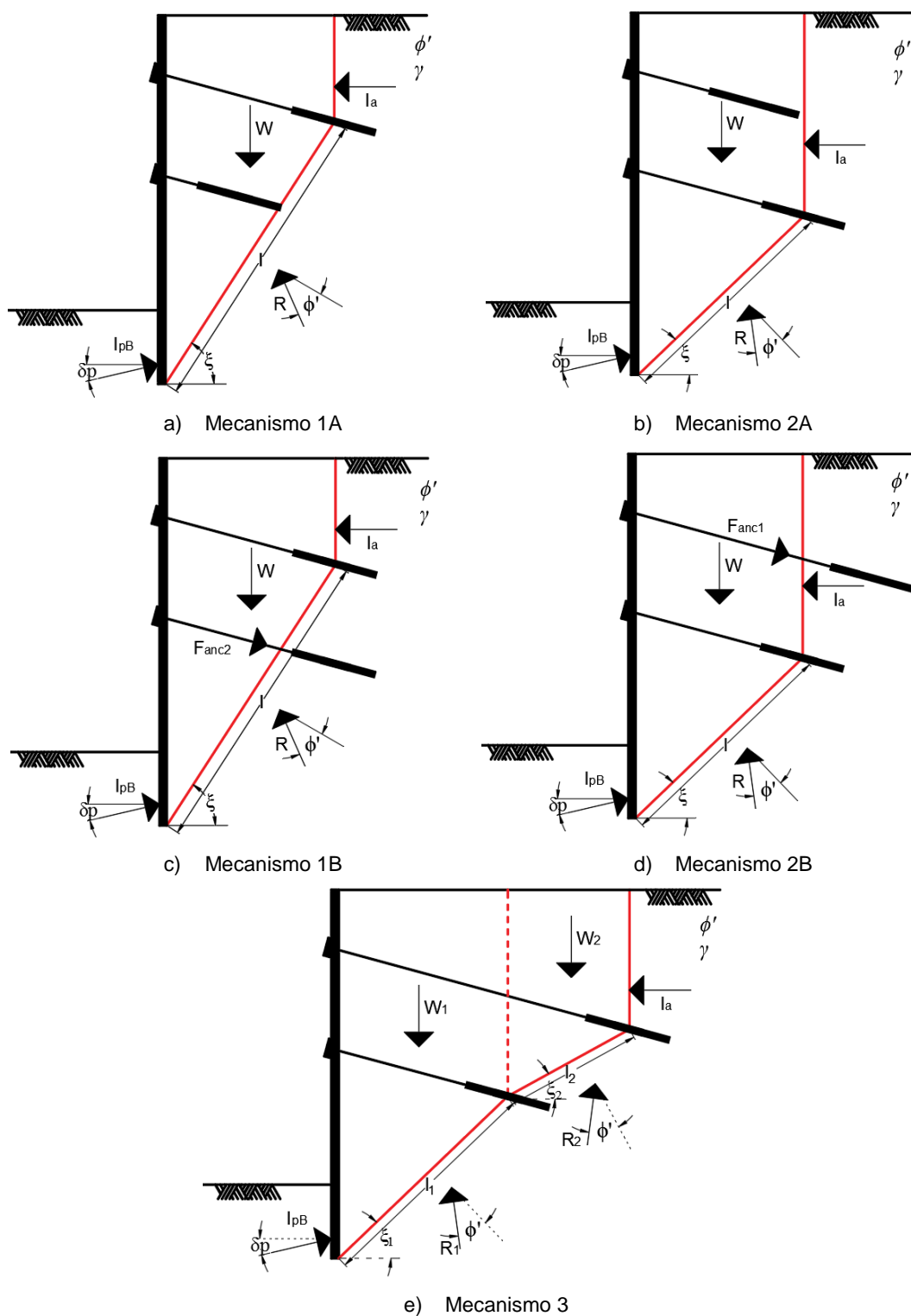


Figura 2.4 - Mecanismos considerados pelo método de Broma para cortinas multi-ancoradas, em condições drenadas

## 2.6. Método de Broms admitindo condições não drenadas

A cunha de solo que o método de Broms considera, quando aplicado em condições não drenadas, é idêntica àquela que é considerada em condições drenadas, conforme a Figura 2.5. No entanto, algumas forças envolvidas na estabilidade do conjunto da cortina e da cunha de solo são diferentes. Para este caso é considerada a presença de cinco forças, conforme apresentado na Figura 2.5: o peso da cunha de solo ( $W$ ), um impulso ativo ( $I_a$ ), um impulso passivo de Broms ( $I_{pB}$ ), uma força de reação normal ( $N$ ) e uma força de resistência ao corte não drenada ( $T$ ). As incógnitas do problema são  $I_{pB}$  e  $N$  e são determinadas por equilíbrio de forças horizontais e verticais do conjunto da cortina e da cunha de solo (Broms 1988).

O fator global de segurança de Broms, em condições não drenadas é calculado de forma idêntica ao das condições drenadas (equação 2.2).

Aplicando o método a cortinas com dois níveis de ancoragens, obtém-se cinco mecanismos, com cunhas de solo e condições de validade iguais às já indicadas no subcapítulo anterior. Aplicando as forças já indicadas na Figura 2.5 aos cinco mecanismos em análise tem-se:

- Mecanismo 1A, conforme o esquema da Figura 2.6a;
- Mecanismo 2A, conforme o esquema da Figura 2.6b;
- Mecanismo 1B, conforme o esquema da Figura 2.6c. Salienta-se aqui que pelo facto da segunda ancoragem possuir um comprimento útil maior do que a cunha de solo em análise, a sua força de pré-esforço terá que ser considerada para a avaliação da estabilidade do mecanismo;
- Mecanismo 2B, conforme o esquema da Figura 2.6d. Salienta-se aqui que pelo facto da primeira ancoragem possuir um comprimento útil maior do que a cunha de solo em análise, a sua força de pré-esforço terá que ser considerada para a avaliação da estabilidade do mecanismo;
- Mecanismo 3, conforme o esquema da Figura 2.6e.

Tal como para as condições drenadas, para que a cortina seja considerada estável, todos os mecanismos válidos para um certo comprimento útil das ancoragens, têm que ser estáveis.

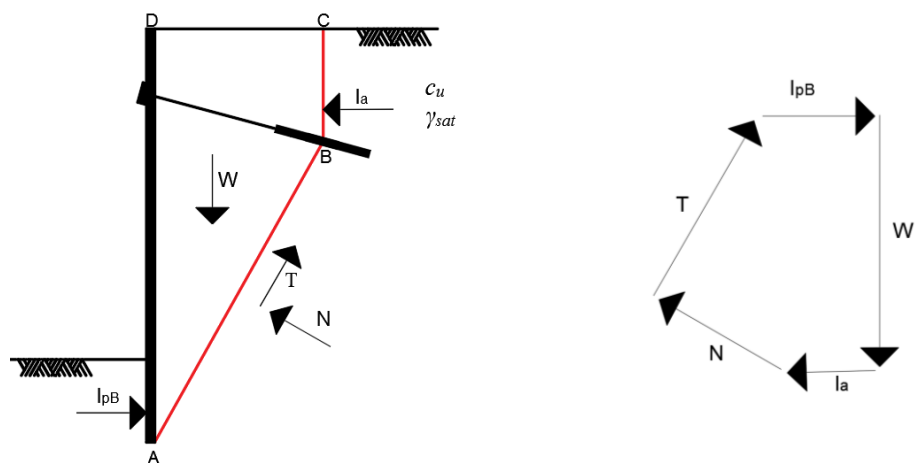


Figura 2.5 - Mecanismo considerado pelo método de Broms, admitindo condições não drenadas e o respetivo polígono de forças

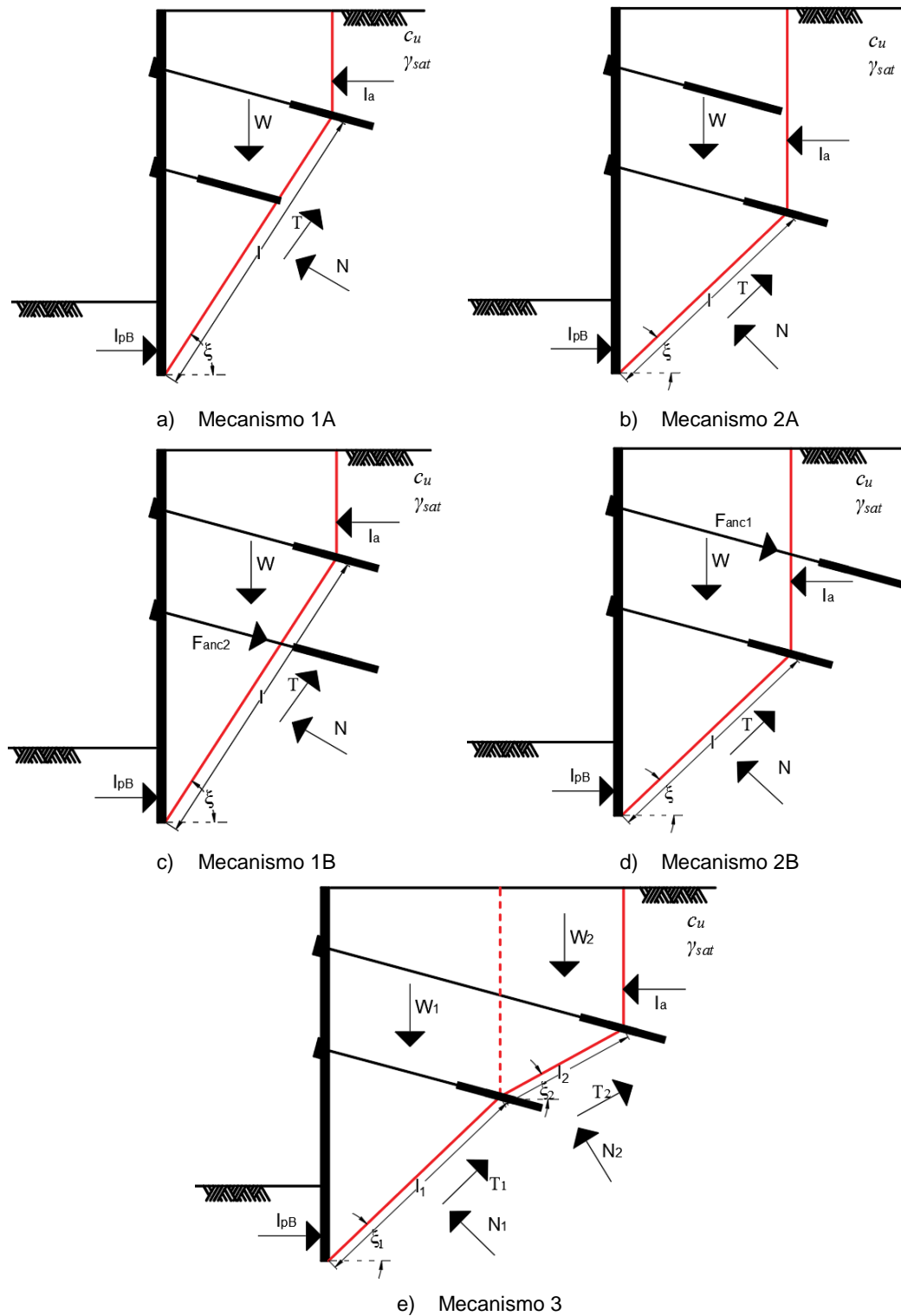


Figura 2.6 - Mecanismos considerados pelo método de Broms para cortinas multi-ancoradas, em condições não drenadas

## Capítulo 3

# Análise admitindo resistência não drenada constante em profundidade

### 3.1. Introdução

O caso de estudo do presente capítulo é o de uma cortina, com uma profundidade enterrada com comprimento  $f$ , que estabiliza uma escavação com uma profundidade  $h$ . Esta cortina tem dois níveis de ancoragens, com as cabeças de ancoragem fixas a uma profundidade contabilizada desde o topo da cortina de  $a_1$ , para o primeiro nível de ancoragens, e  $a_2$ , para o segundo nível de ancoragens. Estas ancoragens possuem um comprimento útil  $Lu_1$  e  $Lu_2$ , e estão inclinadas com a horizontal de um ângulo  $\theta$ . O solo é argiloso, saturado, com peso volúmico  $\gamma_{sat}$ , e resistência não drenada  $c_u$ , como apresentado na Figura 3.1. Define-se:  $z_h$  como a uma profundidade medida a partir nível do terreno suportado, e  $z_f$  como a profundidade medida a partir do nível do terreno no interior da escavação (Figura 3.1). O número de estabilidade da escavação é dado por:

$$N_b = \frac{\gamma_{sat} h}{c_u} \quad 3.1$$

O comprimento útil das ancoragens é considerado como a soma do comprimento livre com metade do comprimento de selagem:

$$Lu = Ll + \frac{Ls}{2} \quad 3.2$$

Considera-se que as forças de pré-esforço a aplicar nas ancoragens ( $F_{anc1}$  e  $F_{anc2}$  – ver Figura 2.6) são obtidas usando o diagrama baseado em Terzaghi e Peck (1967), representado na Figura 3.2. De acordo com Terzaghi e Peck, o parâmetro  $\beta$ , no caso de argilas rijas (número de estabilidade baixo) deverá estar compreendido entre 0,2 e 0,4.

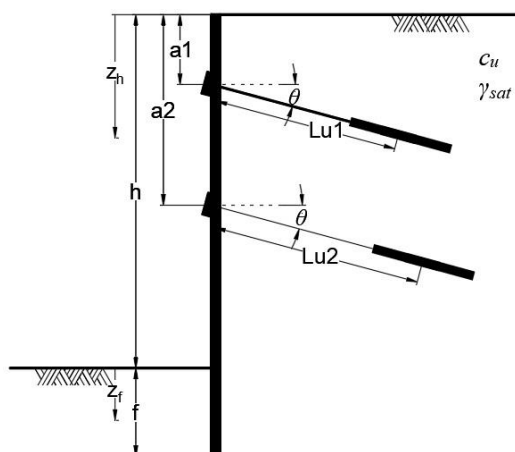


Figura 3.1 - Geometria da cortina considerada no caso em estudo

A força de pré-esforço a aplicar numa ancoragem é determinada partir da resultante do diagrama da Figura 3.2 na área de influência da ancoragem.

Conforme referido no Capítulo 2, a avaliação da estabilidade global é realizada recorrendo ao método de Broms e, portanto, à análise dos mecanismos apresentados na Figura 2.6. Nestes mecanismos os impulsos ativos são determinados segundo o que se indica na Figura 3.3 e os impulsos passivos segundo o descrito na Figura 3.4. Como se vê na Figura 3.3, os impulsos ativos foram determinados considerando o efeito das fendas por tração.

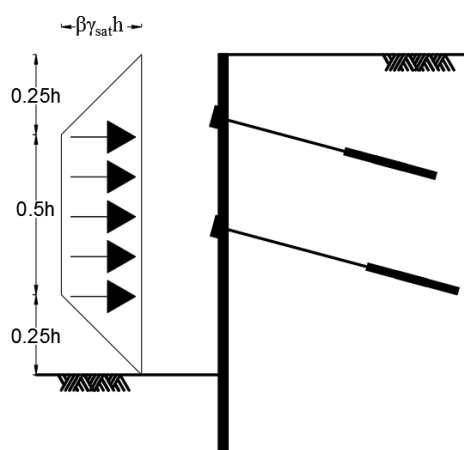


Figura 3.2 - Diagrama de pressões aparentes a aplicar como pré-esforço das ancoragens



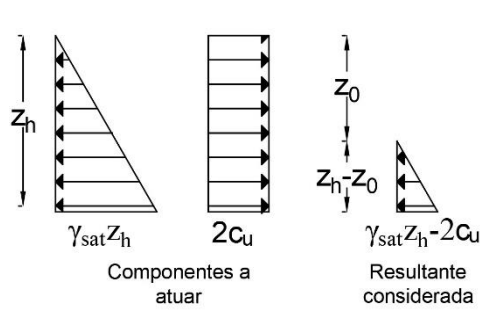


Figura 3.3 - Impulso ativo considerado, admitindo  $c_u$  constante em profundidade

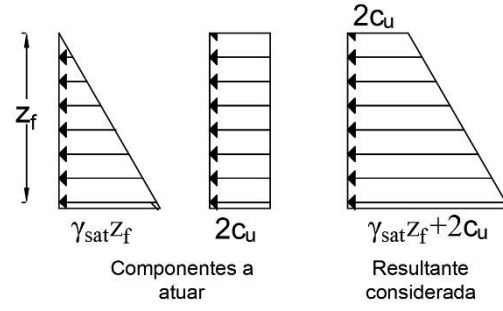


Figura 3.4 - Impulso passivo considerado, admitindo  $c_u$  constante em profundidade

Para cada tipo de mecanismo e para cada par de valores  $Lu_1$  e  $Lu_2$ , a equação de equilíbrio de forças verticais permite determinar a força  $N$  (Figura 2.6). A equação de equilíbrio de forças horizontais permite determinar a força  $I_{pB}$ . Caso  $I_{pB}$  seja menor ou igual ao impulso passivo  $I_p$  possível de mobilizar na profundidade  $f$  (determinado segundo a Figura 3.4) a estabilidade global é verificada. Caso contrário, a estabilidade não é verificada. Dito de outra forma, há estabilidade se  $I_p - I_{pB}$  for maior ou igual a zero:

$$I_p - I_{pB} \geq 0 \quad 3.3$$

### 3.2. Formulação do método de Broms aplicado em condições não drenadas e a cortinas com dois níveis de ancoragens

De modo a avaliar a estabilidade dos mecanismos apresentados no Subcapítulo 2.6, na cortina geometricamente definida na Figura 3.1, foram deduzidas as equações que se apresentam em seguida. As referidas equações utilizam parâmetros adimensionais.

#### 3.2.1. Mecanismo 1A

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6a.

Para determinar o ângulo  $\xi$  utiliza-se a seguinte equação:

$$\xi = \begin{cases} \cos^{-1} \frac{\frac{Lu_1}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta < 1 - \frac{a_1}{h} + \frac{f}{h} \\ -\cos^{-1} \frac{\frac{Lu_1}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta \geq 1 - \frac{a_1}{h} + \frac{f}{h} \end{cases} \quad 3.4$$

Para determinar a profundidade  $z_0$  utiliza-se:

$$\frac{z_0}{h} = \frac{2 \cdot c_u}{\gamma_{sat} \cdot h}, \quad \frac{z_0}{h} \in \left[ 0, \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta \right] \quad 3.5$$

O comprimento  $l$  calcula-se da seguinte forma:

$$\frac{l}{h} = \sqrt{\left( 1 + \frac{f}{h} - \frac{a_1}{h} - \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta \right)^2 + \left( \frac{Lu_1}{h} \cdot \cos \theta \right)^2} \quad 3.6$$

O impulso passivo  $I_p$  determina-se utilizando a equação:

$$\frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{f}{h} \right)^2 + 2 \cdot \frac{c_u}{\gamma_{sat} \cdot h} \cdot \frac{f}{h} \quad 3.7$$

O impulso ativo foi calculado utilizando a equação abaixo:

$$\frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta - \frac{z_0}{h} \right)^2 \quad 3.8$$

A força de resistência ao corte:

$$\frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{c_u}{\gamma_{sat} \cdot h} \cdot \frac{l}{h} \quad 3.9$$

O peso da cunha de solo é dado por:

$$\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta + 1 + \frac{f}{h}}{2} \cdot \frac{Lu_1}{h} \cdot \cos \theta \quad 3.10$$

A partir da equação de equilíbrio de forças verticais determina-se a força de reação normal:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 3.11$$

Do somatório de forças horizontais, determina-se a relação indicada na expressão 3.3:

$$\frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi \quad 3.12$$

### 3.2.2. Mecanismo 2A

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6b.

Para determinar o ângulo  $\xi$  utiliza-se a seguinte expressão:

$$\xi = \begin{cases} \cos^{-1} \frac{\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta < 1 - \frac{a_2}{h} + \frac{f}{h} \\ -\cos^{-1} \frac{\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta \geq 1 - \frac{a_2}{h} + \frac{f}{h} \end{cases} \quad 3.13$$

Para determinar a profundidade  $z_0$  é utilizada a expressão:

$$\frac{z_0}{h} = \frac{2 \cdot c_u}{\gamma_{sat} \cdot h}, \quad \frac{z_0}{h} \in \left[0, \frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta\right] \quad 3.14$$

O comprimento  $l$  é dado por:

$$\frac{l}{h} = \sqrt{\left(1 + \frac{f}{h} - \frac{a_2}{h} - \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta\right)^2 + \left(\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta\right)^2} \quad 3.15$$

O impulso passivo  $I_p$  é determinado utilizando a equação 3.7

O impulso ativo é obtido pela expressão:

$$\frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta - \frac{z_0}{h}\right)^2 \quad 3.16$$

A força de resistência ao corte  $T$  é dada pela expressão 3.9.

O peso da cunha de solo é determinado utilizando a expressão:

$$\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta + 1 + \frac{f}{h}}{2} \cdot \frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta \quad 3.17$$

A partir da equação de equilíbrio de forças verticais determina-se a força de reação normal:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 3.18$$

Do somatório de forças horizontais determina-se a relação indicada na equação 3.3:

$$\frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi \quad 3.19$$

### 3.2.3. Mecanismo 1B

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6c.

Para a avaliação da estabilidade deste mecanismo são utilizadas todas as expressões apresentadas para o mecanismo 1A, no Subcapítulo 3.2.1, com exceção das equações 3.11 e 3.12.

A partir da equação de equilíbrio de forças verticais determina-se a força e reação normal:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi + \frac{F_{anc2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 3.20$$

Mais uma vez, a partir do somatório de forças horizontais determinou-se a relação indicada na expressão 3.3:

$$\begin{aligned} \frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = & \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi \\ & + \frac{F_{anc2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta \end{aligned} \quad 3.21$$

### 3.2.4. Mecanismo 2B

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6d.

Para a avaliação da estabilidade deste mecanismo são utilizadas todas as expressões apresentadas para o mecanismo 2A, no Subcapítulo 3.2.2, com exceção das equações 3.18 e 3.19.

A partir da equação de equilíbrio de forças verticais determina-se a força e reação normal:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 3.22$$

De novo, a partir do somatório de forças horizontais determinou-se a relação indicada na expressão 3.3:

$$\begin{aligned} \frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = & \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi \\ & + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta \end{aligned} \quad 3.23$$

### 3.2.5. Mecanismo 3

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6e.

Para a avaliação deste mecanismo, é necessário calcular três incógnitas: a força de reação normal no primeiro troço da superfície de rotura,  $N_1$ , a força de reação normal no segundo troço,  $N_2$ , e a relação  $I_p - I_{pB}$ . No entanto, pelo método utilizado, apenas se possui duas equações, pelo que é impossível avaliar este mecanismo se não se realizar a sua divisão em dois sub-mecanismos.

Na Figura 3.5 e na Figura 3.6 estão representados os sub-mecanismos considerados. A partir do sub-mecanismo 3.2, são determinados  $N_2$  e  $R_s$ . Uma vez conhecido  $R_s$ , a partir do sub-mecanismo 3.1, determina-se  $N_1$  e  $I_p - I_{pB}$ . Tal como anteriormente, se  $I_p - I_{pB} \geq 0$ , o mecanismo 3 é estável.

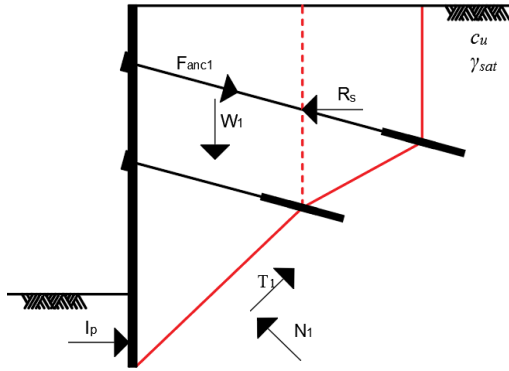


Figura 3.5 – Sub-mecanismo 3.1

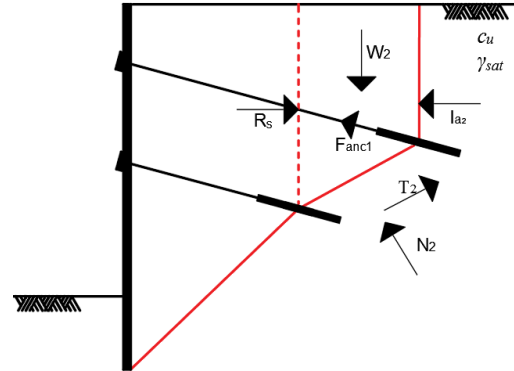


Figura 3.6 – Sub-mecanismo 3.2

Assim, determina-se em primeiro lugar, a partir do mecanismo 3.2, as forças  $N_2$  e  $R_s$ .

O ângulo  $\xi_2$  (Figura 2.6e) pode-se determinar a partir de:

$$\xi_2 = \tan^{-1} \left( \frac{\frac{a_2}{h} - \left( \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta \right) + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta}{\left( \frac{Lu_1}{h} - \frac{Lu_2}{h} \right) \cdot \cos \theta} \right) \quad 3.24$$

A profundidade  $z_{0,1}$ , até à qual não existe um impulso ativo a atuar (conforme a Figura 3.3), é:

$$\frac{z_{0,1}}{h} = \frac{2 \cdot c_u}{\gamma_{sat} \cdot h}, \quad \frac{z_{0,1}}{h} \in \left[ 0, \frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta \right] \quad 3.25$$

Para determinar a profundidade  $z_{0,2}$  utiliza-se a expressão:

$$\frac{z_{0,2}}{h} = \frac{2 \cdot c_u}{\gamma_{sat} \cdot h}, \quad \frac{z_{0,2}}{h} \in \left[0, \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta\right] \quad 3.26$$

O comprimento  $l_2$  (Figura 2.6e) é dado por:

$$\frac{l_2}{h} = \begin{cases} \frac{\frac{a_2}{h} - \left(\frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta\right) + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta}{\sin(\xi_2)}, & \text{se } \xi_2 \neq 0 \\ \left(\frac{Lu_1}{h} - \frac{Lu_2}{h}\right) \cdot \cos \theta, & \text{se } \xi_2 = 0 \end{cases} \quad 3.27$$

O impulso ativo que pode atuar na zona de contacto entre os dois blocos é determinado utilizando a expressão abaixo.

$$\frac{I_{a1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta - \frac{z_{0,1}}{h}\right)^2 \quad 3.28$$

O impulso ativo  $I_{a2}$  é:

$$\frac{I_{a2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta - \frac{z_{0,2}}{h}\right)^2 \quad 3.29$$

A força de resistência ao corte  $T_2$  é dada por:

$$\frac{T_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{c_u}{\gamma_{sat} \cdot h} \cdot \frac{l_2}{h} \quad 3.30$$

O peso  $W_2$  é:

$$\frac{W_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta + \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta}{2} \cdot \left(\frac{Lu_1}{h} - \frac{Lu_2}{h}\right) \cdot \cos \theta \quad 3.31$$

A força  $N_2$  é determinada a partir do equilíbrio forças verticais do sub-mecanismo:

$$\frac{N_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_2 - \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta}{\cos \xi_2}, \quad \frac{N_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 3.32$$

Por fim, determinou-se  $R_s$  a partir da equação de equilíbrio de forças horizontais:

$$\frac{R_s}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{N_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_2 + \frac{I_{a2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi_2 + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta, \quad 3.33$$

Destaca-se aqui que  $R_s$  tem que ser maior ou igual a  $I_{a1}$ , para que o mecanismo não seja considerado instável.

Usando no equilíbrio do mecanismo 3.1 o valor de  $R_s$  determinado da equação 3.33, determina-se  $N_1$  e  $I_{pB}$  e, portanto,  $I_p - I_{pB}$ .

Para calcular o ângulo  $\xi_1$  (Figura 2.6e) utiliza-se a seguinte expressão:

$$\xi_1 = \begin{cases} \cos^{-1} \frac{\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta < 1 - \frac{a_2}{h} + \frac{f}{h} \\ -\cos^{-1} \frac{\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta \geq 1 - \frac{a_2}{h} + \frac{f}{h} \end{cases} \quad 3.34$$

O comprimento  $l_1$  é dado por:

$$\frac{l_1}{h} = \sqrt{\left(1 + \frac{f}{h} - \frac{a_2}{h} - \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta\right)^2 + \left(\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta\right)^2} \quad 3.35$$

Para determinar o impulso passivo a atuar na profundidade enterrada da cortina, utilizou-se a equação 3.7.

A força de resistência ao corte  $T_1$  é dada por:

$$\frac{T_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{c_u}{\gamma_{sat} \cdot h} \cdot \frac{l_1}{h} \quad 3.36$$

O peso  $W_1$  é:

$$\frac{W_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta + 1 + \frac{f}{h}}{2} \cdot \frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta \quad 3.37$$

A partir do equilíbrio de forças verticais determinou-se a força de reação normal  $N_1$ :

$$\frac{N_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_1 + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta}{\cos \xi_1}, \quad \frac{N_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 3.38$$

Do somatório de forças horizontais determinou-se a relação  $I_p - I_{pB}$ :

$$\begin{aligned} \frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} &= \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{R_s}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_1 + \frac{T_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi_1 \\ &+ \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta \end{aligned} \quad 3.39$$

### 3.3. Programação da formulação do método de Broms

As equações apresentadas foram programadas usando o software MATLAB e considerando os diversos mecanismos de colapso apresentados em 3.2.1 a 3.2.5.

Para cada par de valores  $Lu_1$  e  $Lu_2$  o programa identifica os mecanismos relevantes e procede à verificação da estabilidade.

O programa utiliza as expressões apresentadas nestas secções na forma adimensional em que foram escritas. Os dados do problema a estudar são inicialmente lidos pelo programa, considerando as relações  $\gamma_{sat}h/c_u$ ;  $f/h$ ;  $\beta$ ;  $\theta$ ;  $a_1/h$  e  $a_2/h$  anteriormente apresentadas. Em seguida o programa varre num intervalo alargado (e configurável pelo utilizador) o valor de  $Lu_1/h$  e  $Lu_2/h$ . Para cada par de valores e utilizando as equações indicadas nas secções 3.2.1 a 3.2.5, o programa identifica os mecanismos relevantes (isto é, os mecanismos geometricamente possíveis) e procede à verificação da estabilidade, guardando como resultado se o caso analisado, para cada par  $Lu_1/h$  e  $Lu_2/h$ , é estável ou não e, não sendo estável, os mecanismos responsáveis pela instabilidade.

### 3.4. Descrição do caso base

O caso base escolhido para início deste estudo tem como parâmetros:

- o número de estabilidade,  $\frac{\gamma_{sat}h}{c_u} = 4$ ;
- a profundidade enterrada,  $\frac{f}{h} = 0,2$ ;
- o fator do diagrama de pré-esforço nas ancoragens,  $\beta = 0,3$ ;
- o ângulo de inclinação das ancoragens, com a horizontal,  $\theta = 15^\circ$ ;
- a profundidade adimensionalizada da primeira ancoragem,  $\frac{a_1}{h} = 0,25$ ;
- a profundidade adimensionalizada da segunda ancoragem,  $\frac{a_2}{h} = 0,75$ .

Fez-se variar valores dos comprimentos úteis adimensionais das ancoragens desde 0,05 a 5,00; com intervalos de 0,05, para que fossem determinados os pares de comprimentos úteis adimensionais das ancoragens que verificam a estabilidade.

A Figura 3.7 mostra resumidamente os resultados obtidos para o caso base, para os diversos pares de valores  $Lu_1$  e  $Lu_2$  analisados. Nesta figura os pontos a verde indicam os casos em que os comprimentos de ancoragem  $Lu_1$  e  $Lu_2$  são suficientes para que a cortina verifique a estabilidade; os pontos a vermelho indicam os casos em que algum mecanismo não verifica a estabilidade.

A Figura 3.7 mostra que há zonas marcadas a verde abaixo e/ou à esquerda de zonas indicadas a vermelho, o que aparenta significar que, por exemplo, para igual valor de  $Lu_2$ ,



uma cortina com  $Lu_1$  muito pequeno seria do ponto de vista da estabilidade global, preferível a uma cortina com  $Lu_1$  intermédio. Ou, de forma análoga, para igual valor de  $Lu_1$ , uma cortina com  $Lu_2$  muito pequeno seria mais estável (em relação à estabilidade global) do que uma cortina com  $Lu_2$  intermédio. Esta constatação não faz, naturalmente sentido, do ponto de vista físico, pelo que necessita de explicação adicional.

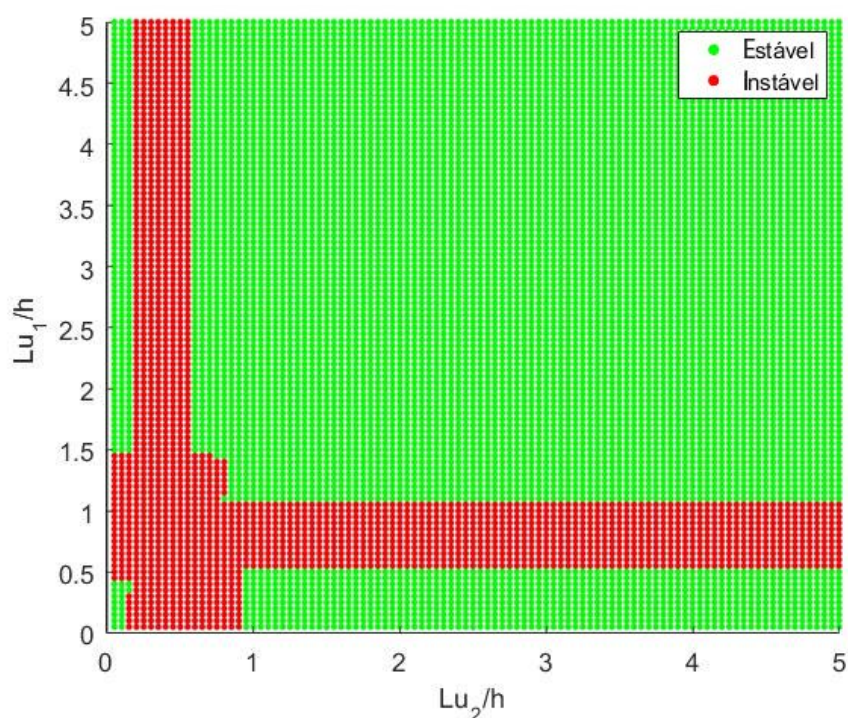


Figura 3.7 - Resultados pontuais obtidos pelo método de Broms para o caso base, admitindo  $c_u$  constante em profundidade

A Figura 3.8 representa os pontos que, na Figura 3.7, estavam indicados a vermelho, ou seja, os pontos que corresponde a situações instáveis da cortina, do ponto de vista da estabilidade global. Na Figura 3.8, no entanto, esses pontos são representados a cor diferente consoante o mecanismo que determina a instabilidade. De uma forma geral, pode constatar-se que os resultados parecem fazer sentido, do ponto de vista físico (com a exceção dos casos refletidos no parágrafo anterior e nos quais se voltará em seguida). Com efeito, por exemplo, para valores elevados de  $Lu_2/h$  o mecanismo condicionante é o 1B, ou seja (Figura 2.6) aquele para o qual a superfície de deslizamento passa pela selagem da primeira ancoragem e conta com a ação da força da segunda. A análise de outras situações (dos casos correspondentes a outros mecanismos) permite chegar a conclusões do mesmo tipo, isto é, que a razão para o colapso se compreende do ponto de vista físico. Como explicar, então que no caso de uma situação como a do ponto P da Figura 3.8 a situação seja indicada

como estável. Trata-se, na realidade de uma limitação do procedimento de cálculo utilizado: o caso do ponto P (e outros semelhantes) corresponde a uma situação em que o mecanismo analisado obriga a que a superfície de deslizamento passe pela selagem (mecanismo a) da Figura 3.9) quando, na realidade, o mecanismo condicionante envolve essa selagem (mecanismo b) da Figura 3.9). Não é, portanto, pelo facto de a ancoragem 1 ser mais curta que o mecanismo se vai alterar e isto, não foi tido em consideração na Figura 3.8. A mancha a branco na zona do ponto P (e a verde na Figura 3.7) não é, assim uma zona estável, assim como não são estáveis, por motivos análogos, as zonas a branco da Figura 3.8 (e a verde na Figura 3.7) à esquerda e/ou para baixo de zonas correspondentes a situações instáveis. Isto significa, portanto, que só são estáveis as zonas para a direita e por cima da linha envolvente presente na Figura 3.10.

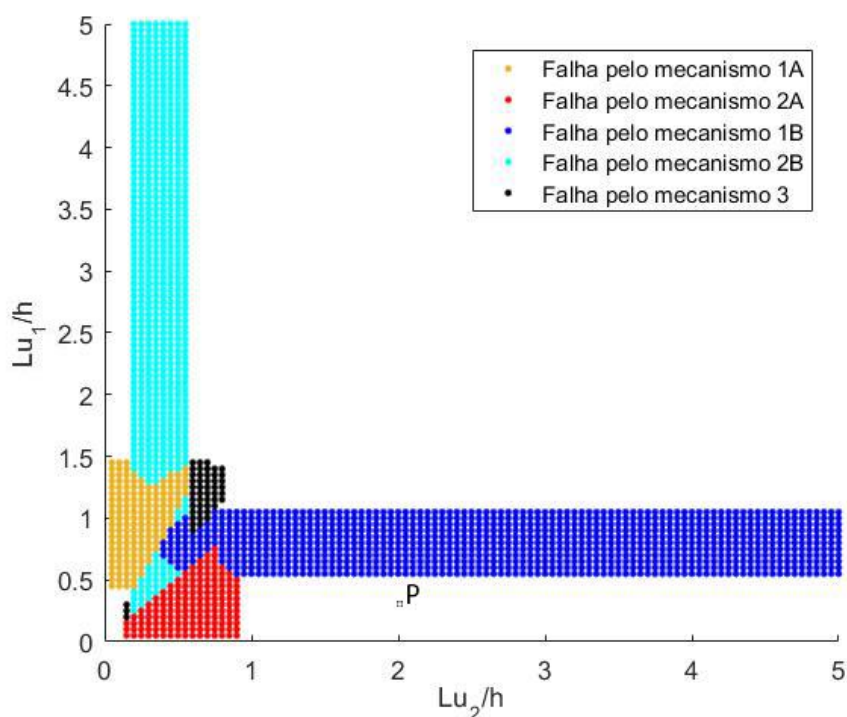


Figura 3.8 – Mecanismos que mais condicionam o colapso da cortina no caso base, admitindo  $c_u$  constante em profundidade

### 3.5. Estudo adicional – caso base, considerando as fendas por tração preenchidas com água

O caso estudado no Subcapítulo 3.3 considera, como se mostrou o efeito das fendas por tração no cálculo do impulso ativo (Figura 2.5 e Figura 3.3). No presente subcapítulo

considera-se o efeito que o preenchimento dessas fendas com água (e, portanto, o seu impulso) tem nos comprimentos  $Lu_1$  e  $Lu_2$ .

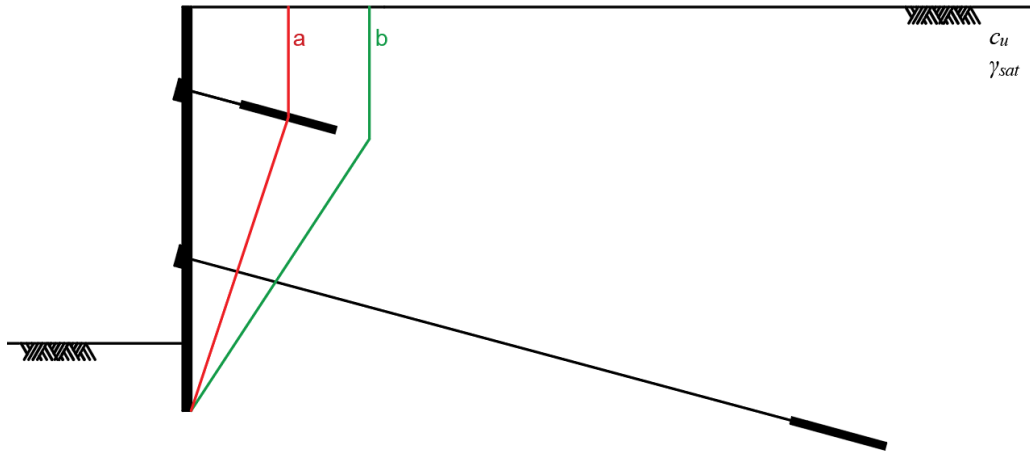


Figura 3.9 - Mecanismos de colapso do ponto P

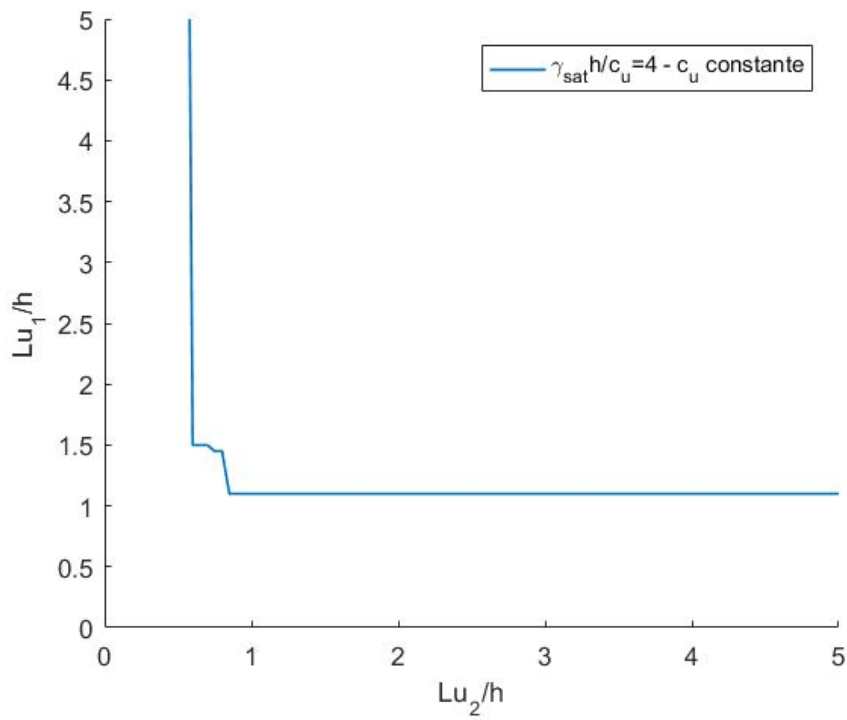


Figura 3.10 – Envolvente de colapso obtida pelo método de Broms para o caso base, admitindo  $c_u$  constante em profundidade

O impulso devido à água é calculado da seguinte forma:

$$\frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma_{sat}} \cdot z_0^2 \quad 3.40$$

Este impulso tem influência, portanto, na estabilidade na direção horizontal, pelo que as equações 3.12, 3.19, 3.21, 3.23 e 3.33 são substituídas pelas seguintes equações, respetivamente:

$$\frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi - \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \quad 3.41$$

$$\frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi - \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \quad 3.42$$

$$\begin{aligned} \frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = & \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi \\ & + \frac{F_{anc2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta - \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \end{aligned} \quad 3.43$$

$$\begin{aligned} \frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = & \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi \\ & + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta - \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \end{aligned} \quad 3.44$$

$$\begin{aligned} \frac{R_s}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = & \frac{N_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_2 + \frac{I_{a2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi_2 + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta \\ & + \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \end{aligned} \quad 3.45$$

Nas equações 3.41 a 3.44  $I_{agua}$  é dado pela equação 3.40 e na equação 3.45  $I_{agua}$  é dado por essa equação fazendo  $z_0 = z_{0,2}$ .

De forma análoga ao que se referiu a propósito da equação 3.33, no caso da equação 3.45 a força  $R_s$  tem que ser maior do que a soma de  $I_{a1}$  e de  $I_{agua}$  calculado considerando  $z_0 = z_{0,1}$ .

As restantes equações indicadas na descrição dos mecanismos em 3.2, continuam válidas neste estudo.

Destas equações concluiu-se que os resultados para a situação que agora se analisa dependem de um parâmetro adicional, a relação entre o peso volúmico da água e o peso volúmico saturado do solo  $\gamma_w/\gamma_{sat}$ . O caso  $\gamma_w/\gamma_{sat} = 0$  corresponde à situação apresentada em 3.3, tendo-se admitido no presente estudo que esse parâmetro poderia variar entre 0 e 1 (o caso  $\gamma_w/\gamma_{sat} = 1$  corresponde a uma situação extrema). Apresenta-se na Figura 3.11 resultados análogos aos apresentados na Figura 3.10 mostrando a influência de  $\gamma_w/\gamma_{sat}$ .

Como se referiu a curva da Figura 3.10 está igualmente representada na Figura 3.11 com a indicação “Sem a presença de água”.

A análise da Figura 3.11 mostra que o impulso da água pode levar à necessidade de incrementar o comprimento das ancoragens em relação à situação sem a presença de água em valores significativos, que pode atingir cerca de 50%.

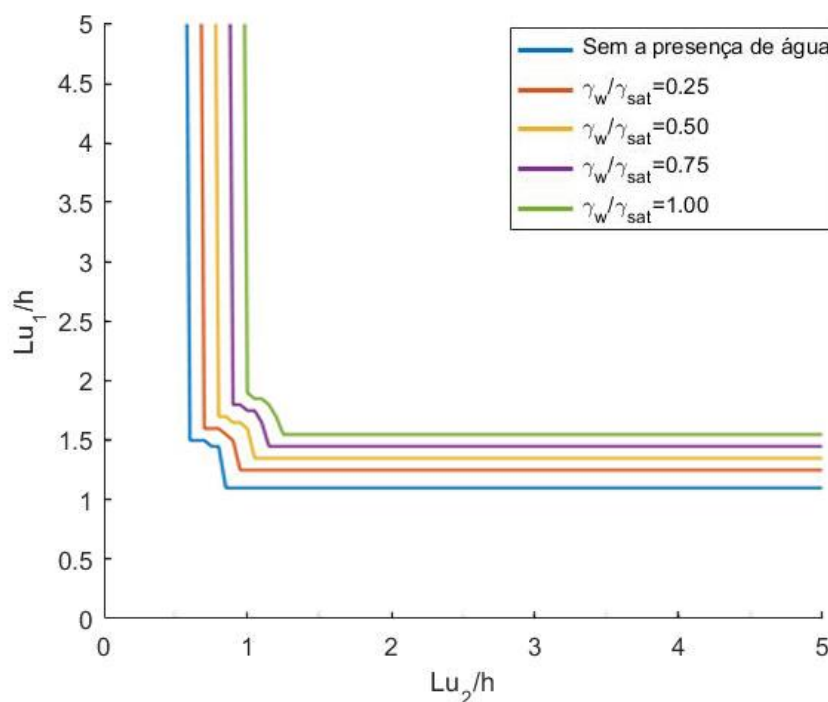


Figura 3.11 - Efeito da presença da água nas fendas por tração

### 3.6. Análise paramétrica, admitindo resistência não drenada constante em profundidade

#### 3.6.1. Introdução

Neste subcapítulo são apresentados os resultados obtidos de uma análise paramétrica tendo como base o caso estudado no Subcapítulo 3.4. Este estudo paramétrico envolve a variação de alguns parâmetros, que se consideram deverem ser os mais influentes para a estabilidade global da cortina:

- o número de estabilidade,  $\frac{\gamma_{sat}h}{c_u}$ ; que se considera variar com os valores de 0,5; 1; 2; 4; 6; 8 e 10;

- o valor da profundidade enterrada da cortina adimensionalizada,  $\frac{f}{h}$ , que se considera variar com incrementos de 0,2 entre 0 e 1;
- o ângulo de inclinação das ancoragens,  $\theta$ ; que se considera variar com incrementos de 15° entre 0° e 45°.

Foram mantidos constantes e iguais ao do caso base, analisado no Capítulo 3, os seguintes parâmetros:

- a profundidade adimensionalizada da primeira ancoragem,  $\frac{a_1}{h}$ , admitida igual a 0,25;
- a profundidade adimensionalizada da segunda ancoragem,  $\frac{a_2}{h}$ , admitida igual a 0,75;
- o fator do diagrama de pré-esforço nas ancoragens,  $\beta$ , admitido igual a 0,3.

Assim, é possível gerar análises para 168 situações correspondentes às combinações possíveis entre os 3 parâmetros a variar. Tais resultados são apresentados nos anexos A.1., A.2. e A.3.. Os resultados apresentados nestes anexos são os mesmos, sendo organizados de forma diferente: no anexo A.1. são apresentados os resultados agrupados pelo número de estabilidade, no anexo A.2. são apresentados os resultados agrupados pela profundidade enterrada da cortina e no anexo A.3. são apresentados os resultados agrupados pelo ângulo de inclinação das ancoragens.

Analisa-se em mais detalhe a influência de cada um dos parâmetros pelos resultados apresentados nos subcapítulos seguintes, que representam uma parte dos 168 resultados obtidos tendo por base o caso analisado no Subcapítulo 3.4 (que considera  $\frac{\gamma_{sat}h}{c_u} = 4$ ,  $\frac{f}{h} = 0,2$  e  $\theta = 15^\circ$ ).

### 3.6.2. Influência do número de estabilidade

Para avaliar a influência do número de estabilidade mostram-se os resultados obtidos mantendo constante os parâmetros  $f/h (=0,2)$  e  $\theta (=15^\circ)$  e fazendo variar o número de estabilidade pelos seguintes valores: 0,5; 1; 2; 4; 6; 8 e 10.

Os resultados de  $Lu_1$  e  $Lu_2$  obtidos para os diferentes valores do número de estabilidade são apresentados na Figura 3.12.

Da análise da Figura 3.12 pode concluir-se que, como seria de esperar, um aumento do número de estabilidade torna necessário que o comprimento útil das ancoragens aumente de forma significativa, para que a estabilidade da cortina seja verificada. No caso analisado, quando o número de estabilidade é igual ou inferior a dois não é necessário a utilização de ancoragens para estabilizar a cortina. Observa-se, também, que a zona onde o mecanismo 3 é mais condicionante (na zona de transição entre o troço vertical e o troço horizontal do

gráfico) sofre um aumento, com o aumento do número de estabilidade. Os restantes resultados obtidos, apresentados no Anexo A.1., para esta análise, seguem a mesma tendência.

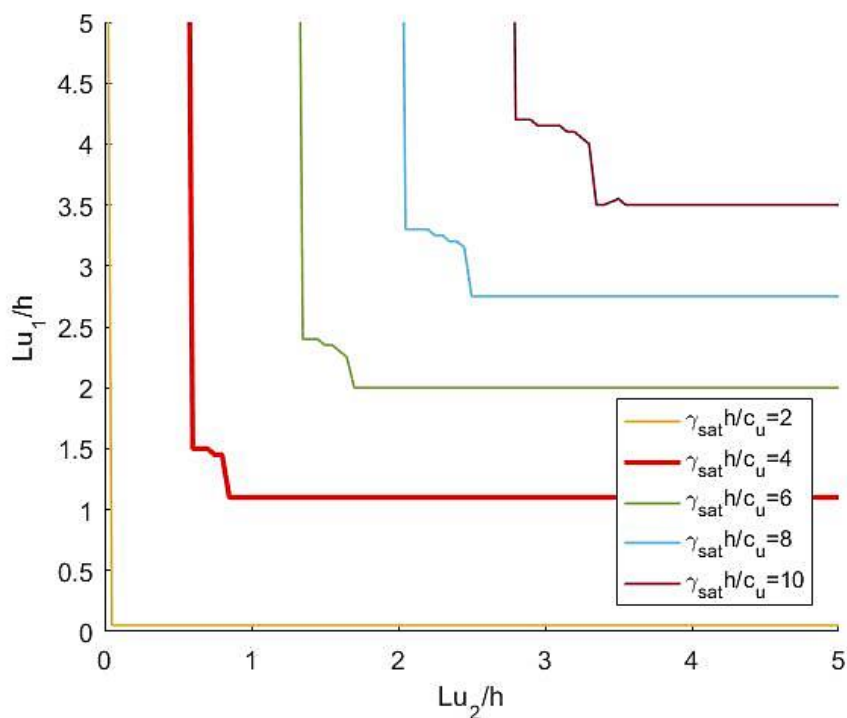


Figura 3.12 - Influência do número de estabilidade, na estabilidade da cortina, para o caso  $f/h=0,2$  e  $\theta=15^\circ$

### 3.6.3. Influência da profundidade enterrada adimensionalizada

Tal como foi realizado para o subcapítulo anterior, para avaliar a influência da profundidade enterrada da cortina mostram-se os resultados obtidos mantendo constante os parâmetros  $\gamma_{sat} \cdot h / c_u (=4)$  e  $\theta (=15^\circ)$  e fazendo variar a profundidade enterrada com incrementos de 0,2 entre 0 e 1.

Os resultados de  $Lu_1$  e  $Lu_2$  obtidos para os diferentes valores da profundidade enterrada são apresentados na Figura 3.13.

Da análise da Figura 3.13 observa-se que o aumento da profundidade enterrada adimensionalizada da cortina conduz à necessidade de aumentar os comprimentos úteis das ancoragens para que seja verificada a estabilidade global. Estes resultados, que em primeira análise poderão ser inesperados, advêm do facto de no modelo considerado no presente capítulo a resistência não drenada ser considerada constante em profundidade, o que resulta

nesta constatação. Em muitas situações esse modelo é uma simplificação que poderá ser, com vantagem, substituída pela variação linear da resistência não drenada em profundidade. Tal abordagem será feita no capítulo seguinte. Os restantes resultados obtidos para esta análise, apresentados no Anexo A.2. seguem a mesma tendência.

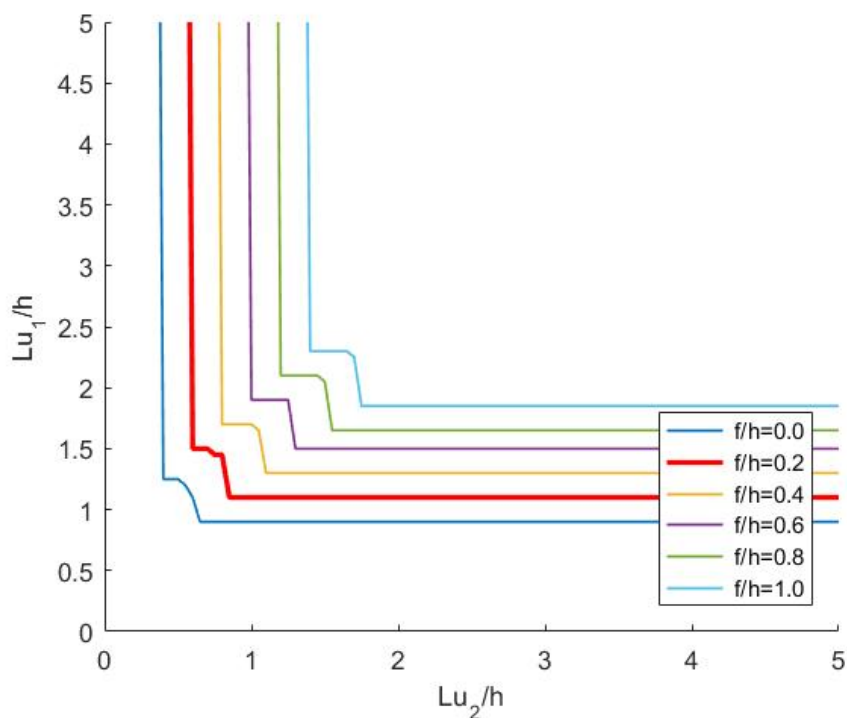


Figura 3.13 – Influência da profundidade enterrada da cortina, na estabilidade da cortina, para o caso  $\gamma_{sat}h/c_u = 4$  e  $\theta = 15^\circ$

### 3.6.4. Influência do ângulo de inclinação das ancoragens

Tal como foi feito nos subcapítulos anteriores, para avaliar a influência do ângulo de inclinação das ancoragens mostram-se os resultados obtidos mantendo constante os parâmetros  $\gamma_{sat}h/c_u (=4)$  e  $f/h (=0,2)$  e fazendo variar o ângulo de inclinação das ancoragens com incrementos de  $15^\circ$  entre  $0^\circ$  e  $45^\circ$ .

Da análise paramétrica realizada, cujos resultados são apresentados na Figura 3.14, resulta, de uma forma geral, que o aumento da inclinação das ancoragens leva a que seja necessário um menor comprimento útil das ancoragens. A exceção é o caso de  $\theta = 0^\circ$  para o qual se verifica que a partir de certo valor de  $Lu_2$  o valor necessário de  $Lu_1$  é nulo. Esta exceção é justificada pelo facto de para a situação analisada ( $\gamma_{sat}h/c_u = 4$  e  $f/h = 0,2$ ) a escavação ser estável só com a força aplicada na segunda ancoragem quando  $\theta = 0^\circ$ , tal já não acontece quando  $\theta = 15^\circ$  (na realidade deixa de acontecer para  $\theta = 4^\circ$ ), em que,



portanto, a 1ª ancoragem é necessária e é assim necessário que tenha um comprimento mínimo. O facto de maiores inclinações das ancoragens implicarem a necessidade de menores comprimentos destas, explica-se pela maior profundidade dos mecanismos e, portanto, pela sua maior estabilidade.

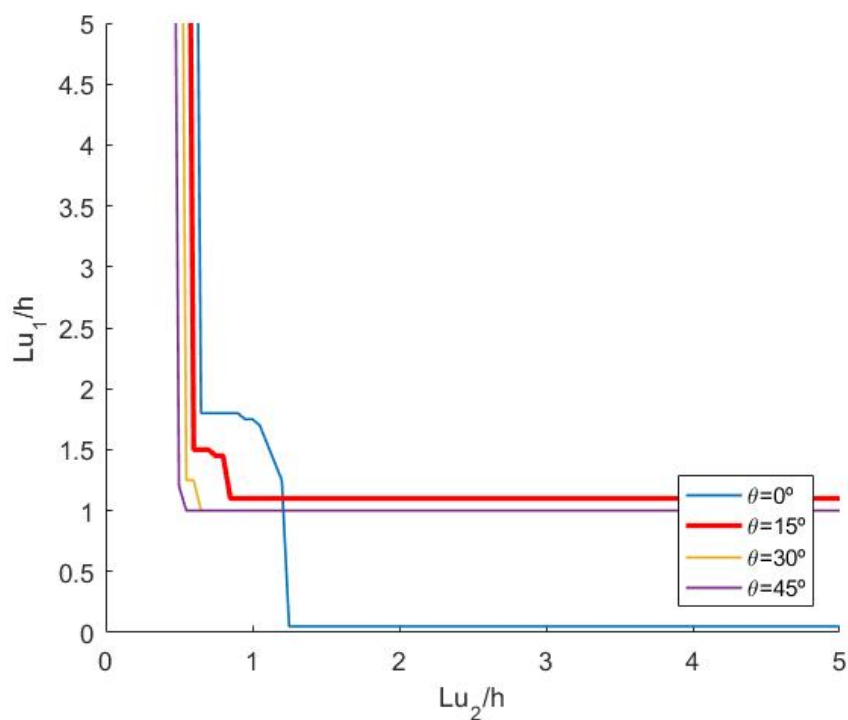


Figura 3.14 - Influência da inclinação das ancoragens, na estabilidade da cortina, para o caso  $\gamma_{sat}h/c_u = 4$  e  $f/h = 0,2$



## Capítulo 4

# Análise admitindo resistência não drenada variável em profundidade

### 4.1. Introdução

Neste capítulo é realizada uma análise semelhante à análise do capítulo anterior em que, no entanto, a resistência não drenada não é constante como no Capítulo 3 (diagrama A da Figura 4.1), tendo um crescimento linear (diagrama B da Figura 4.1), dependente da profundidade.

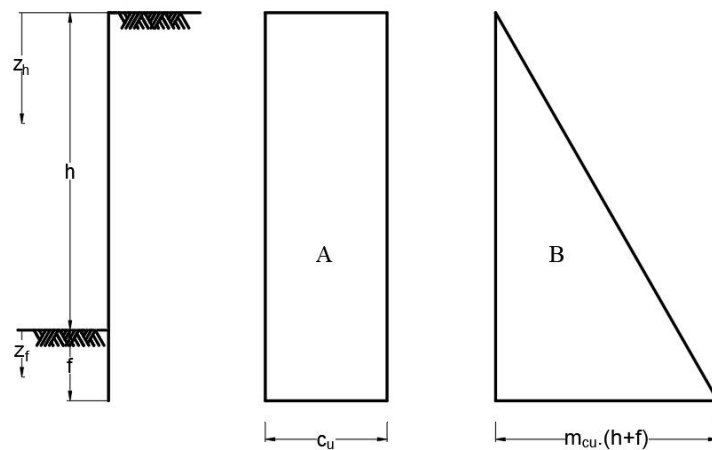


Figura 4.1 - Variação da resistência não drenada em profundidade

A resistência não drenada, para a análise que se segue, é, portanto, dada por:

$$c_u = m_{cu} \cdot z_h \quad 4.1$$

Esta variação linear com a profundidade é motivada pela dependência da resistência não drenada em termos de tensão efetiva vertical. Com efeito, para solos normalmente consolidados a relação  $c_u/\sigma'_v$  varia aproximadamente entre 0,1 e 0,4, dependendo do tipo de solo (Wood 1990). Desde modo, a resistência não drenada pode ser escrita como:

$$c_u = \left(\frac{c_u}{\sigma'_v}\right) \cdot \sigma'_v = \left(\frac{c_u}{\sigma'_v}\right) \cdot \gamma^* \cdot z_h \quad 4.2$$

pelo que se conclui que o parâmetro  $m_{cu}$  da equação 4.1 é dado por:

$$m_{cu} = \left(\frac{c_u}{\sigma'_v}\right) \cdot \gamma^* \quad 4.3$$

Admite-se que  $\gamma^*$  na equação 4.2 pode tomar os seguintes valores:

$$\gamma^* = \begin{cases} \gamma', & \text{se o solo estiver submerso} \\ \gamma_{sat}, & \text{se o solo não estiver submerso} \end{cases} \quad 4.4$$

Visto que a resistência não drenada, neste capítulo, não tem valor constante, torna-se necessário, de modo a conseguir comparar resultados com os do capítulo anterior, criar um parâmetro que seja representativo da resistência média que o solo possui. Assim, define-se  $c_{u,med}$  através da equação abaixo, que representa o valor médio da resistência não drenada desde o topo da cortina até ao fim da profundidade enterrada, conforme a Figura 4.2:

$$c_{u,med} = \left(\frac{c_u}{\sigma'_v}\right) \cdot \gamma^* \cdot \frac{h+f}{2} \quad 4.5$$

As resultantes dos impulsos considerados nos cálculos dos mecanismos, também sofrem alterações. No impulso passivo, a resultante considerada é a representada na Figura 4.4.

Admite-se que a resistência não drenada à profundidade  $h$  (fundo da escavação) se mantém inalterada em consequência do processo de escavação, isto é, que se mantêm as condições não drenadas.

No cálculo do impulso ativo, representado na Figura 4.3, a resultante considerada dependerá da verificação da condição descrita na inequação:

$$\frac{c_u}{\sigma'_v} \geq \frac{\gamma_{sat}}{2 \cdot \gamma^*} \quad 4.6$$

Caso esta condição seja verificada, admite-se a existência de fendas por tração até a profundidade máxima  $z_h$  onde o impulso ativo é calculado, e consequentemente, assume-se

que o valor do impulso ativo é nulo. Caso contrário, admite-se que não existem fendas por tração, e consequentemente, é calculado um impulso ativo numa profundidade de  $z_h$ .

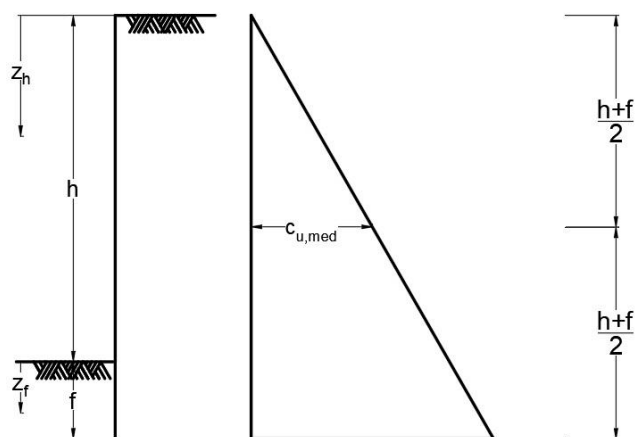


Figura 4.2 – Definição de  $c_{u,med}$

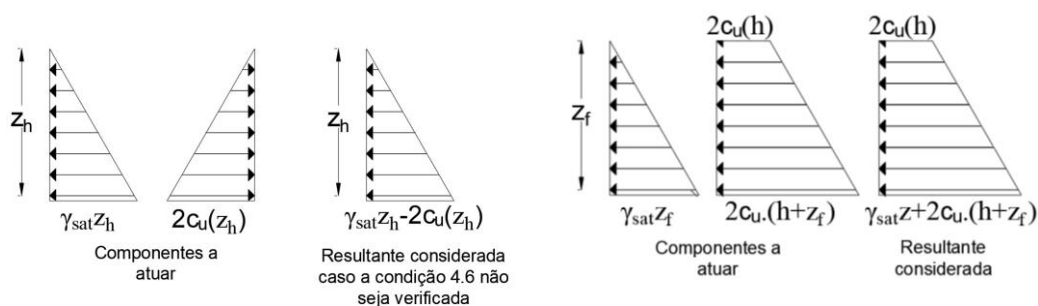


Figura 4.3 - Impulso ativo considerado, admitindo  $c_u$  variável em profundidade

Figura 4.4 - Impulso passivo considerado, admitindo  $c_u$  variável em profundidade

A estabilidade global é verificada recorrendo à condição indicada na inequação 3.3.

#### 4.2. Formulação do método de Broms aplicado em condições não drenadas com resistência variável em profundidade e a cortinas com dois níveis de ancoragens

De modo a avaliar a estabilidade dos mecanismos apresentados no Subcapítulo 2.6, na cortina geometricamente definida na Figura 3.1, considerando a variação da resistência não drenada em profundidade, utilizaram-se as equações que se apresentam em seguida. As referidas equações utilizam parâmetros adimensionais.

#### 4.2.1. Mecanismo 1A

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6a.

De modo a determinar o ângulo  $\xi$  utiliza-se a seguinte expressão:

$$\xi = \begin{cases} \cos^{-1} \frac{\frac{Lu_1}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, & \text{se } \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta < 1 - \frac{a_1}{h} + \frac{f}{h} \\ -\cos^{-1} \frac{\frac{Lu_1}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, & \text{se } \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta \geq 1 - \frac{a_1}{h} + \frac{f}{h} \end{cases} \quad 4.7$$

A profundidade  $z_0$ , até à qual não existe um impulso ativo a atuar é:

$$\frac{z_0}{h} = \begin{cases} \text{Se a inequação 4.6 for verdade então } \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta \\ \text{Se a inequação 4.6 não for verdade então } 0 \end{cases} \quad 4.8$$

O comprimento  $l$  é calculado da seguinte forma:

$$\frac{l}{h} = \sqrt{\left(1 + \frac{f}{h} - \frac{a_1}{h} - \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta\right)^2 + \left(\frac{Lu_1}{h} \cdot \cos \theta\right)^2} \quad 4.9$$

O impulso passivo (Figura 4.4), é determinado utilizando a equação:

$$\frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{f}{h}\right)^2 + \left(\left(\frac{c_u}{\sigma'_v}\right) \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}} \cdot \left(2 + \frac{f}{h}\right)\right) \cdot \frac{f}{h} \quad 4.10$$

O impulso ativo é:

$$\frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left(1 - 2 \cdot \left(\frac{c_u}{\sigma'_v}\right) \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}}\right) \cdot \left(\frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta - \frac{z_0}{h}\right)^2 \quad 4.11$$

A força de resistência ao corte  $T$  é dada por:

$$\frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{c_u}{\sigma'_v}\right) \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}} \cdot \left(\frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta + \frac{f}{h} + 1\right) \cdot \frac{l}{h} \quad 4.12$$

O peso da cunha de solo  $W$  é calculado com a seguinte expressão:

$$\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta + 1 + \frac{f}{h}}{2} \cdot \frac{Lu_1}{h} \cdot \cos \theta \quad 4.13$$

O impulso da água, nas fendas por tração, sempre que considerado, é calculado da seguinte forma:

$$\frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} h^2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma_{sat}} \cdot z_0^2 \quad 4.14$$

A força  $N$  é determinada a partir do equilíbrio de forças verticais:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 4.15$$

Por fim, a partir do equilíbrio de forças horizontais, calcula-se  $I_p - I_{pB}$ :

$$\frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi - \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} h^2} \quad 4.16$$

#### 4.2.2. Mecanismo 2A

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6b.

Para determinar o ângulo  $\xi$  utiliza-se a seguinte expressão:

$$\xi = \begin{cases} \cos^{-1} \frac{\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta < 1 - \frac{a_2}{h} + \frac{f}{h} \\ -\cos^{-1} \frac{\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta \geq 1 - \frac{a_2}{h} + \frac{f}{h} \end{cases} \quad 4.17$$

A profundidade  $z_0$ , até à qual não existe um impulso ativo a atuar é:

$$\frac{z_0}{h} = \begin{cases} Se a inequação 4.6 for verdade então \frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta \\ Se a inequação 4.6 não for verdade então 0 \end{cases} \quad 4.18$$

O comprimento  $l$  é dado por:

$$\frac{l}{h} = \sqrt{\left(1 + \frac{f}{h} - \frac{a_2}{h} - \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta\right)^2 + \left(\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta\right)^2} \quad 4.19$$

O impulso passivo é determinado utilizando a equação 4.10.

O impulso ativo a atuar na cunha de solo é obtido pela expressão:

$$\frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left(1 - 2 \cdot \left(\frac{c_u}{\sigma_v'}\right) \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}}\right) \cdot \left(\frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta - \frac{z_0}{h}\right)^2 \quad 4.20$$

A força de resistência ao corte  $T$  é calculada considerando a seguinte expressão:

$$\frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{c_u}{\sigma'_v} \right) \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}} \cdot \left( \frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta + \frac{f}{h} + 1 \right) \cdot \frac{l}{h} \quad 4.21$$

O peso da cunha de solo  $W$  é determinado utilizando a expressão:

$$\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta + 1 + \frac{f}{h} \cdot \frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta}{2} \quad 4.22$$

O impulso da água, nas fendas por tração, sempre que considerado, é calculado da seguinte forma:

$$\frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} h^2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma_{sat}} \cdot z_0^2 \quad 4.23$$

Do equilíbrio de forças verticais, calcula-se a força de reação normal  $N$ :

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 4.24$$

Do equilíbrio de forças horizontais, calcula-se  $I_p - I_{pB}$ :

$$\frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi - \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} h^2} \quad 4.25$$

### 4.2.3. Mecanismo 1B

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6c.

Para a avaliação da estabilidade deste mecanismo são utilizadas todas as expressões apresentadas para o mecanismo 1A, no Subcapítulo 4.2.1, com exceção das equações 4.15 e 4.16.

A força de reação normal  $N$  é determinada a partir do equilíbrio de forças verticais:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi + \frac{F_{anc2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 4.26$$

A partir do equilíbrio de forças verticais calcula-se  $I_p - I_{pB}$ :

$$\begin{aligned} \frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = & \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi \\ & + \frac{F_{anc2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta - \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} h^2} \end{aligned} \quad 4.27$$



#### 4.2.4. Mecanismo 2B

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6d.

Para a avaliação da estabilidade deste mecanismo são utilizadas todas as expressões apresentadas para o mecanismo 2A, no Subcapítulo 4.2.2, com exceção das equações 4.24 e 4.25.

Tal como anteriormente, a força de reação normal  $N$  é determinada a partir do equilíbrio de forças verticais:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 4.28$$

Do equilíbrio de forças horizontais, é calculado  $I_p - I_{pB}$ :

$$\begin{aligned} \frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = & \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{I_a}{\gamma_{sat} \cdot h^2} + \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi \\ & + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta - \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} h^2} \end{aligned} \quad 4.29$$

#### 4.2.5. Mecanismo 3

Este mecanismo encontra-se representado no esquema da Figura 2.6e.

Como já foi explicado no Capítulo 3, para calcular a estabilidade do mecanismo 3, é necessária a sua divisão em dois sub-mecanismos: o sub-mecanismo 3.1 e o sub-mecanismo 3.2 (Figura 3.5 e Figura 3.6).

A partir do sub-mecanismo 3.2 determina-se  $N_2$  e  $R_s$ .

O ângulo  $\xi_2$  pode ser determinado a partir da expressão:

$$\xi_2 = \tan^{-1} \left( \frac{\frac{a_2}{h} - \frac{a_1}{h} - \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta}{\left( \frac{Lu_1}{h} - \frac{Lu_2}{h} \right) \cdot \cos \theta} \right) \quad 4.30$$

A profundidade  $z_{0,1}$ , até à qual não existe um impulso ativo a atuar é:

$$\frac{z_{0,1}}{h} = \begin{cases} \text{Se a inequação 4.6 for verdade então } \frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta \\ \text{Se a inequação 4.6 for verdade então } 0 \end{cases} \quad 4.31$$

A profundidade  $z_{0,2}$ , até à qual não existe um impulso ativo a atuar é:

$$\frac{z_{0,2}}{h} = \begin{cases} \text{Se a inequação 4.6 for verdade então } \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta \\ \text{Se a inequação 4.6 não for verdade então } 0 \end{cases} \quad 4.32$$

O comprimento  $l_2$  é determinado com a seguinte expressão:

$$\frac{l_2}{h} = \begin{cases} \frac{\left( \frac{a_2}{h} - \frac{a_1}{h} - \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta \right)}{\sin \xi_2}, & \text{se } \xi_2 \neq 0 \\ \left( \frac{Lu_1}{h} - \frac{Lu_2}{h} \right) \cdot \cos \theta, & \text{se } \xi_2 = 0 \end{cases} \quad 4.33$$

O impulso ativo  $I_{a1}$  calculado na zona de contacto entre os dois blocos é dado por:

$$\frac{I_{a1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left( 1 - 2 \cdot \left( \frac{c_u}{\sigma'_v} \right) \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}} \right) \cdot \left( \frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta - \frac{z_{0,1}}{h} \right)^2 \quad 4.34$$

O impulso ativo  $I_{a2}$  é:

$$\frac{I_{a2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left( 1 - 2 \cdot \left( \frac{c_u}{\sigma'_v} \right) \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}} \right) \cdot \left( \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta - \frac{z_{0,2}}{h} \right)^2 \quad 4.35$$

A força de resistência ao corte  $T_2$  é dada pela seguinte expressão:

$$\frac{T_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{c_u}{\sigma'_v} \right) \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}} \cdot \left( \frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta + \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta \right) \cdot \frac{l_2}{h} \quad 4.36$$

O peso do segundo bloco,  $W_2$ , é dado pela seguinte expressão.

$$\frac{W_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta + \frac{a_1}{h} + \frac{Lu_1}{h} \cdot \sin \theta}{2} \cdot \left( \frac{Lu_1}{h} - \frac{Lu_2}{h} \right) \cdot \cos \theta \quad 4.37$$

O impulso da água  $I_{agua,1}$  é:

$$\frac{I_{agua,1}}{\gamma_{sat} h^2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma_{sat}} \cdot z_{0,1}^2 \quad 4.38$$

O impulso da água, nas fendas por tração, sempre que considerado, será calculado da seguinte forma:

$$\frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} h^2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma_{sat}} \cdot z_{0,2}^2 \quad 4.39$$

A partir do equilíbrio de forças verticais, calcula-se  $N_2$ :

$$\frac{N_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_2 - \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta}{\cos \xi_2}, \quad 4.40$$

$$\frac{N_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[$$

Por fim, determinou-se  $R_s$  a partir do equilíbrio de forças horizontais:

$$\begin{aligned} \frac{R_s}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = & \frac{N_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_2 + \frac{I_{a2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T_2}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi_2 + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta \\ & + \frac{I_{agua}}{\gamma_{sat} h^2} \end{aligned} \quad 4.41$$

$R_s$  tem que ser maior ou igual a  $I_{a1} + I_{agua,1}$ , para que o mecanismo não seja considerado instável.

Usando o valor de  $R_s$  calculado a partir do equilíbrio do sub-mecanismo 3.2, no equilíbrio do sub-mecanismo 3.1, determina-se  $N_1$  e  $I_p$ , e, portanto  $I_p - I_{pB}$ .

O ângulo  $\xi_1$  é obtido através da expressão seguinte.

$$\xi_1 = \begin{cases} \cos^{-1} \frac{\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta < 1 - \frac{a_2}{h} + \frac{f}{h} \\ -\cos^{-1} \frac{\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta}{\frac{l}{h}}, se & \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta \geq 1 - \frac{a_2}{h} + \frac{f}{h} \end{cases} \quad 4.42$$

O comprimento  $l_1$  é:

$$\frac{l_1}{h} = \sqrt{\left(1 + \frac{f}{h} - \frac{a_2}{h} - \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta\right)^2 + \left(\frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta\right)^2} \quad 4.43$$

Para determinar o impulso passivo a atuar na profundidade enterrada da cortina utilizou-se a equação 4.10.

A força de resistência ao corte  $T_1$  é dada por:

$$\frac{T_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{c_u}{\sigma'_v} \right) \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}} \cdot \left( \frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta + \frac{f}{h} + 1 \right) \cdot \frac{l_1}{h} \quad 4.44$$

O peso do primeiro bloco  $W_1$  é:

$$\frac{W_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{a_2}{h} + \frac{Lu_2}{h} \cdot \sin \theta + 1 + \frac{f}{h}}{2} \cdot \frac{Lu_2}{h} \cdot \cos \theta \quad 4.45$$

Tal como anteriormente, através do equilíbrio de forças verticais é calculada a força de reação normal  $N_1$ :

$$\frac{N_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_1 + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta}{\cos \xi_1},$$

$$\frac{N_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 4.46$$

Através do equilíbrio de forças horizontais calcula-se  $I_p - I_{pB}$ :

$$\frac{I_p - I_{pB}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{I_p}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{R_s}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{N_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_1 + \frac{T_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \xi_1$$

$$+ \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \cos \theta \quad 4.47$$

### 4.3. Caso considerando o solo saturado por capilaridade

O primeiro caso estudado, considerando a variação da resistência não drenada em profundidade, é o caso em que o solo está saturado por capilaridade. Como o solo não se encontra submerso, o parâmetro  $\gamma^*$  é igual a  $\gamma_{sat}$ . Os restantes parâmetros considerados são:

- $\frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,25$ ;
- a profundidade enterrada da cortina,  $\frac{f}{h} = 0,2$ ;
- o fator do diagrama de pré-esforço nas ancoragens,  $\beta = 0,3$ ;
- a inclinação das ancoragens,  $\theta = 15^\circ$ ;
- a profundidade da primeira ancoragem,  $\frac{a_1}{h} = 0,25$ ;
- a profundidade da segunda ancoragem,  $\frac{a_2}{h} = 0,75$ ;

Para esta situação, o parâmetro  $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}}$  tem o valor de 6,7.

Destaca-se ainda que para este caso não existem fendas por tração, visto que a inequação 4.6 não é verificada.

Para obter os resultados apresentados na Figura 4.5, utilizou-se o mesmo procedimento do Subcapítulo 3.3.

Após avaliar a estabilidade global para as diferentes combinações de comprimentos úteis de ancoragem, construiu-se a Figura 4.5, em que os pontos a verde indicam que a estabilidade da cortina é verificada, e os pontos a vermelho indicam que a cortina se encontra instável. Tal como foi realizado para a situação descrita no Subcapítulo 3.4, apresenta-se na Figura 4.6 os pontos correspondentes às combinações de  $Lu_1$  e  $Lu_2$  para os quais ocorre instabilidade global, identificando o mecanismo mais condicionante.

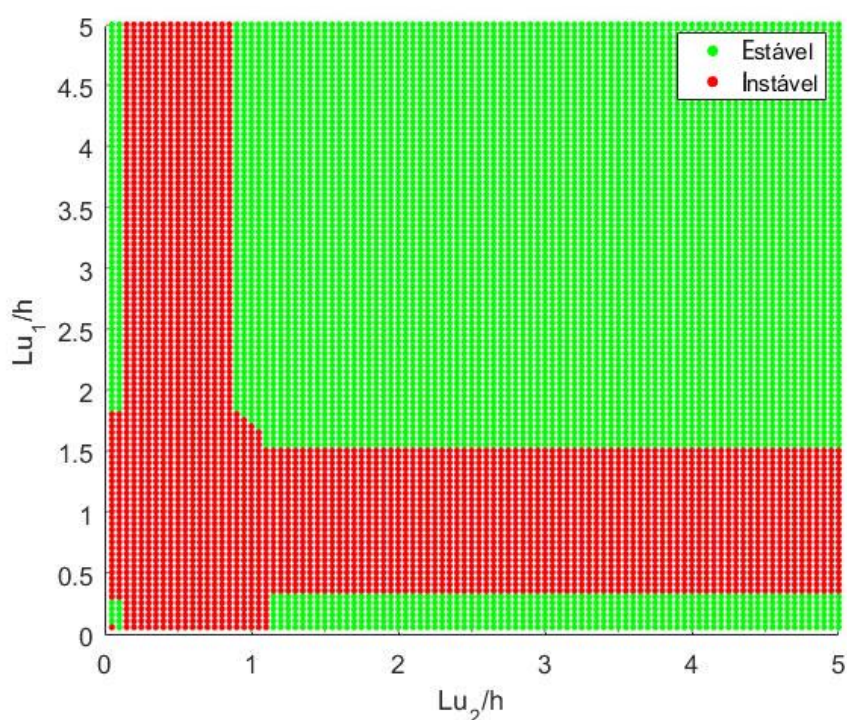


Figura 4.5 - Resultados pontuais obtidos pelo método de Broms, admitindo  $c_u$  variável em profundidade

A partir da Figura 4.5 e da Figura 4.6, tal como também apresentado anteriormente, representa-se a Figura 4.7 que para o caso base admitindo o solo saturado por capilaridade, sem água nas fendas por tração e resistência não drenada crescente em profundidade ( $c_u/\sigma'_v = 0,25$ ;  $f/h = 0,2$ ;  $\beta = 0,3$ ;  $\theta = 15^\circ$ ;  $a_1/h = 0,25$ ;  $a_2/h = 0,75$ ) define a envolvente de pares  $Lu_1$  e  $Lu_2$  para a direita e para cima da qual as soluções são estáveis.

Para comparação com o caso anteriormente estudado de resistência não drenada constante em profundidade, a Figura 4.7 inclui também a envolvente para essa situação com

o valor de  $\gamma_{sat}h/c_u$  igual ao valor de  $\gamma_{sat}h/c_{u,med}$  do caso base agora admitindo com resistência não drenada crescente em profundidade.

Pode constatar-se que para a resistência não drenada crescente em profundidade os comprimentos de ancoragens necessários para garantir a estabilidade global são inferiores aos que se obtém quando a resistência não drenada é constante em profundidade. A razão estará associada ao facto de a resistência relevante nos mecanismos ser a que exista em profundidade superiores à dos bolbos de selagem e na zona da profundidade enterrada, para mobilização do impulso passivo. Em ambos os casos a resistência média mobilizável nessa zona no caso da resistência crescente com a profundidade é superior à resistência (constante) da outra situação.

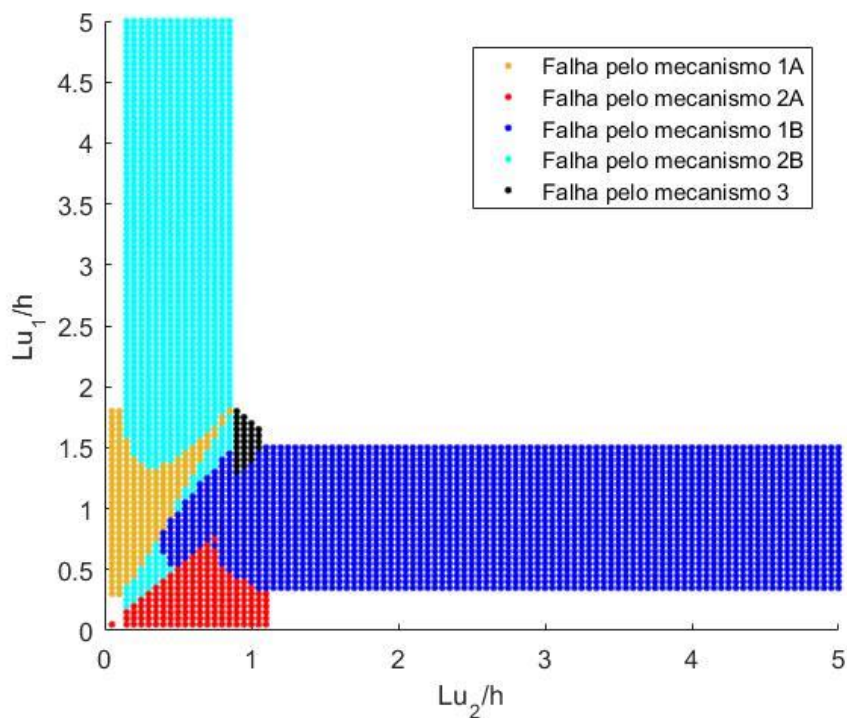


Figura 4.6 – Mecanismos que mais condicionam o colapso da cortina no caso base, admitindo  $c_u$  variável em profundidade e o solo saturado por capilaridade

#### 4.4. Caso considerando o solo saturado por submersão

O segundo caso analisado, considerando a resistência não drenada variável em profundidade, é o caso em que o solo se encontra saturado por submersão (sendo que o parâmetro  $\gamma^*$  terá o valor de  $\gamma'$ ).

Para esta análise são considerados os seguintes parâmetros:

- $\frac{c_u}{\sigma_v} = 0,25$ ;

- $\frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}} = 0,5$ ;
- a profundidade enterrada da cortina,  $\frac{f}{h} = 0,2$ ;
- o fator do diagrama de pré-esforço das ancoragens,  $\beta = 0,3$ ;
- a inclinação das ancoragens,  $\theta = 15^\circ$ ;
- a profundidade da primeira ancoragem,  $\frac{a_1}{h} = 0,25$ ;
- a profundidade da segunda ancoragem,  $\frac{a_2}{h} = 0,75$ ;

Para esta situação, o parâmetro  $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}}$  tem o valor de 13,3.

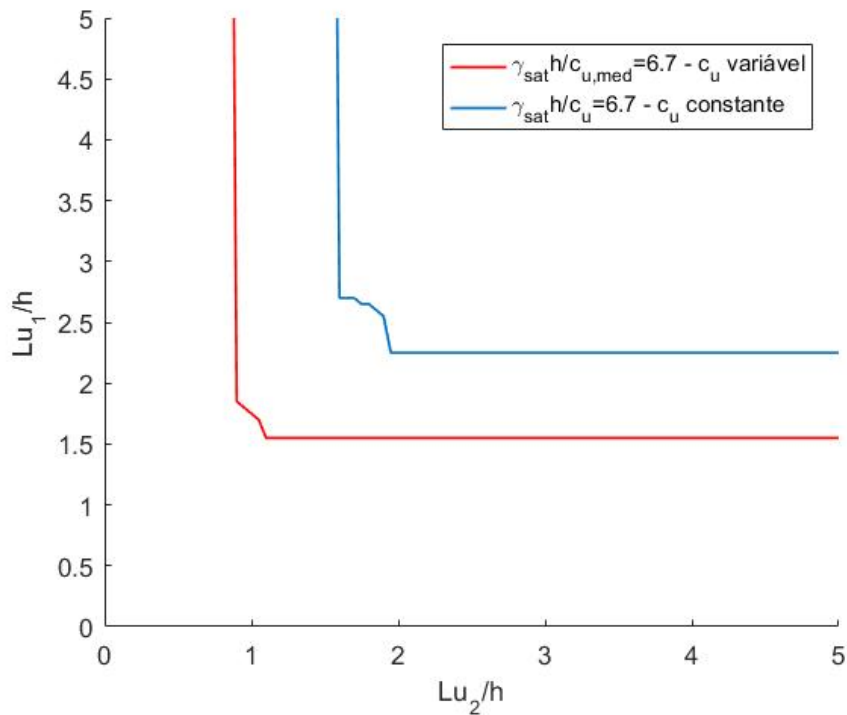


Figura 4.7 – Envoltórias de colapso obtida pelo método de Broms, admitindo  $c_u$  constante e para o caso base admitindo  $c_u$  variável e o solo saturado por capilaridade

Tal como no subcapítulo anterior, neste caso não existem fendas por tração, pois a inequação 4.6 não é verificada.

Os resultados para as situações instáveis estão representados na Figura 4.8 e são do mesmo tipo dos anteriormente apresentados. A Figura 4.9 representa o resultado final obtido para esta situação. De notar que os comprimentos de ancoragem necessários para a estabilidade são muito elevados (e, em particular, bastante mais elevados do que os obtidos na Figura 4.7, devendo-se isso ao parâmetro  $\gamma_{sat} h / c_{u,med}$  que é bastante elevado. Refere-se, finalmente, que o resultado agora apresentado seria idêntico ao que se obteria considerando  $c_u / \sigma'_v = 0,125$  e  $\gamma^* / \gamma_{sat} = 1$ . Com efeito, o aspecto relevante para estes resultados é o valor

da resistência não drenada, pelo que, igual situação com igual resistência não drenada conduz a iguais resultados.

Após obter a solução final para este tipo de caso, fez-se variar o parâmetro  $\gamma^*/\gamma_{sat}$ , de modo a entender melhor qual a influência deste na estabilidade da cortina. Todos os restantes parâmetros necessários para a completa definição da cortina e do solo permaneceram iguais aos que tinham sido considerados neste subcapítulo.

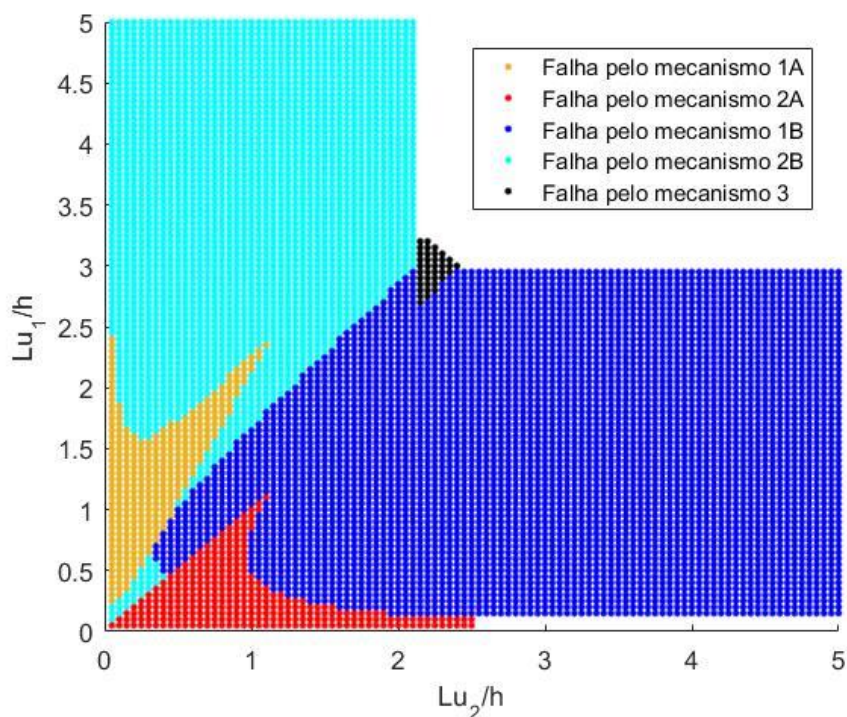


Figura 4.8 - Mecanismos que mais condicionam o colapso da cortina no caso base, admitindo  $c_u$  variável em profundidade e o solo saturado por submersão

Analisando os resultados apresentados na Figura 4.10, podemos observar que a diminuição deste parâmetro leva a que seja necessários maiores comprimentos úteis das ancoragens para que seja garantida a estabilidade. Valores menores do parâmetro analisado, levam a que a resistência média não drenada do solo seja menor, explicando assim o facto de ser necessário aumentar os comprimentos das ancoragens.



## 4.5. Análise paramétrica, admitindo variação da resistência não drenada em profundidade

### 4.5.1. Introdução

Neste subcapítulo são apresentados os resultados obtidos de uma análise paramétrica tendo como base o caso estudado no Subcapítulo 4.3, em que se admite para o solo uma resistência não drenada variável em profundidade.

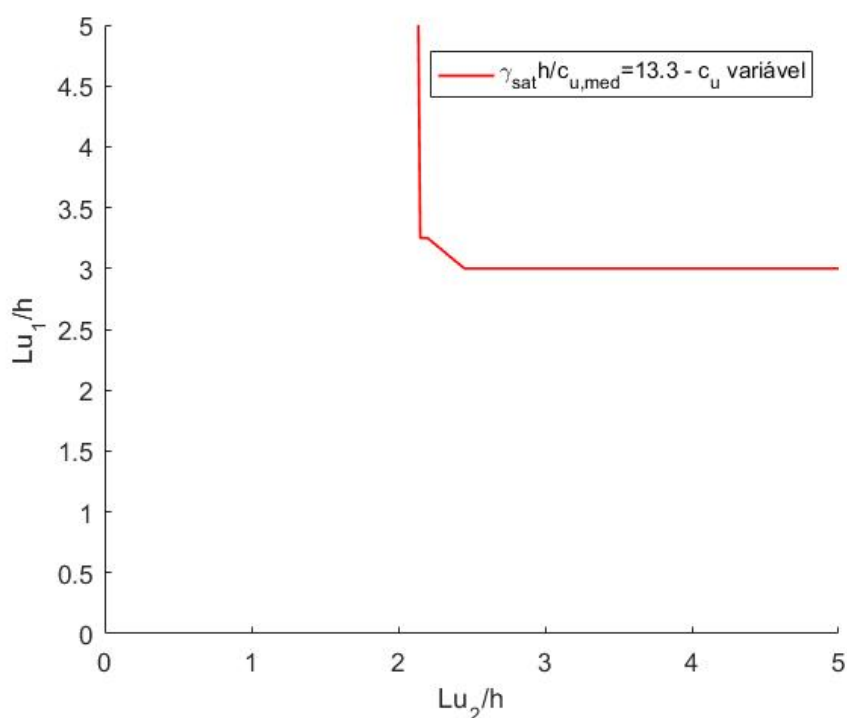


Figura 4.9 – Envoltória de colapso obtida pelo método de Broms para o caso base, admitindo  $c_u$  variável em profundidade e o solo saturado por submersão

Este estudo, tal como na análise paramétrica do Subcapítulo 3.6 envolveu a variação dos parâmetros que se consideraram deverem ser os mais influentes, para a estabilidade global da cortina:

- o parâmetro  $\frac{c_u}{\sigma'_v}$ , que se considera variar entre 0,10 e 0,40, com incrementos de 0,05;
- o valor da profundidade enterrada adimensionalizada,  $\frac{f}{h}$ , que se considera variar entre 0 e 1, com incrementos de 0,2;
- o ângulo de inclinação das ancoragens da cortina,  $\theta$ , que se considera variar entre  $0^\circ$  e  $45^\circ$ , com incrementos de  $15^\circ$ .

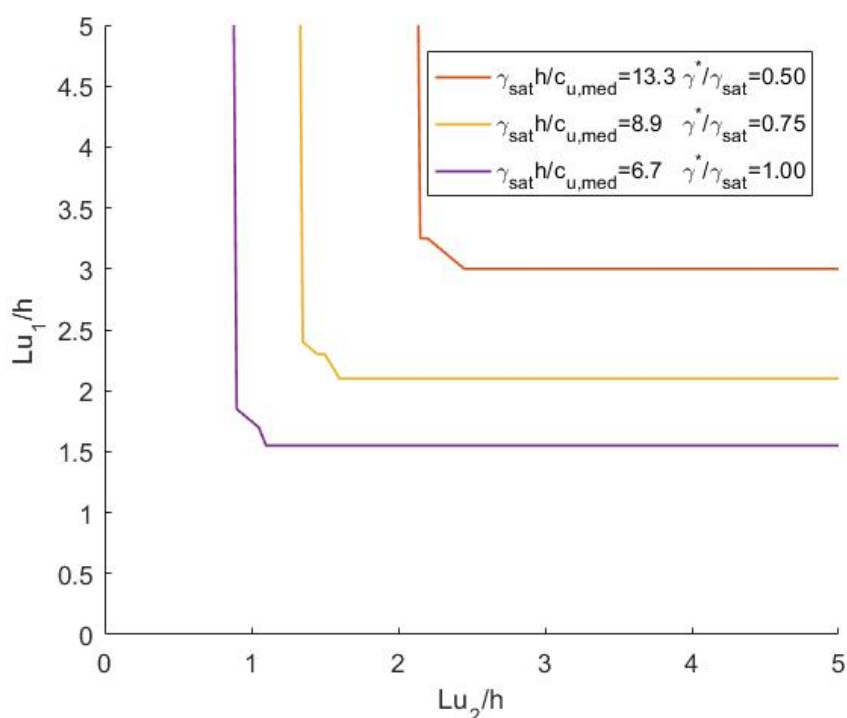


Figura 4.10 - Influência do parâmetro  $\gamma^*/\gamma_{sat}$  na estabilidade da cortina

Foram mantidos constantes e iguais ao caso base, analisado no Subcapítulo 4.3, os seguintes parâmetros:

- a profundidade adimensionalizada da primeira ancoragem,  $\frac{a_1}{h}$ ; admitida igual a 0,25;
- a profundidade adimensionalizada da segunda ancoragem,  $\frac{a_2}{h}$ , admitida igual a 0,75;
- o fator do diagrama de pré-esforço nas ancoragens,  $\beta$ ; admitido igual a 0,3.

Assim, tal como foi realizado para o capítulo anterior, foram calculados os resultados para todas as combinações possíveis considerando a variação dos 3 parâmetros já identificados. Tais resultados encontram-se nos anexos B.1., B.2. e B.3.. Os resultados apresentados nestes três anexos são os mesmos, apenas estando organizados de modo diferente: no anexo B.1. os resultados encontram-se organizados pelo parâmetro  $c_u/\sigma'_v$ , no anexo B.2. os resultados encontram-se organizados pela profundidade enterrada da cortina e no anexo B.3. os resultados encontram-se organizados pelo ângulo de inclinação das ancoragens.

Os resultados que serão analisados em mais detalhe nos subcapítulos seguintes representam uma parte de todos os resultados calculados que têm como base o caso analisado no Subcapítulo 4.3 (que considera  $c_u/\sigma'_v = 0.25$ ,  $f/h = 0,2$  e  $\theta = 15^\circ$ ).

#### 4.5.2. Influência do parâmetro $c_u/\sigma'_v$

Para avaliar a influência do parâmetro  $c_u/\sigma'_v$  mostram-se os resultados obtidos mantendo constante os parâmetros  $f/h(=0,2)$  e  $\theta(=15^\circ)$  e fazendo variar o parâmetro  $c_u/\sigma'_v$  entre 0,1 e 0,4, com incrementos de 0,05.

Os resultados de  $Lu_1$  e  $Lu_2$  obtidos para os diferentes valores de  $c_u/\sigma'_v$  são apresentados na Figura 4.11.

Da análise da Figura 4.11 pode-se concluir que, como seria de esperar, quando existe um aumento do parâmetro  $\gamma_{sat}h/c_{u,med}$  do solo em estudo (e conseqüentemente uma redução do parâmetro  $c_u/\sigma'_v$ ), é necessário que o comprimento útil das ancoragens aumente de modo a que a estabilidade da cortina seja verificada. Os restantes gráficos obtidos nesta análise, apresentados no anexo B.1., seguem a mesma tendência.

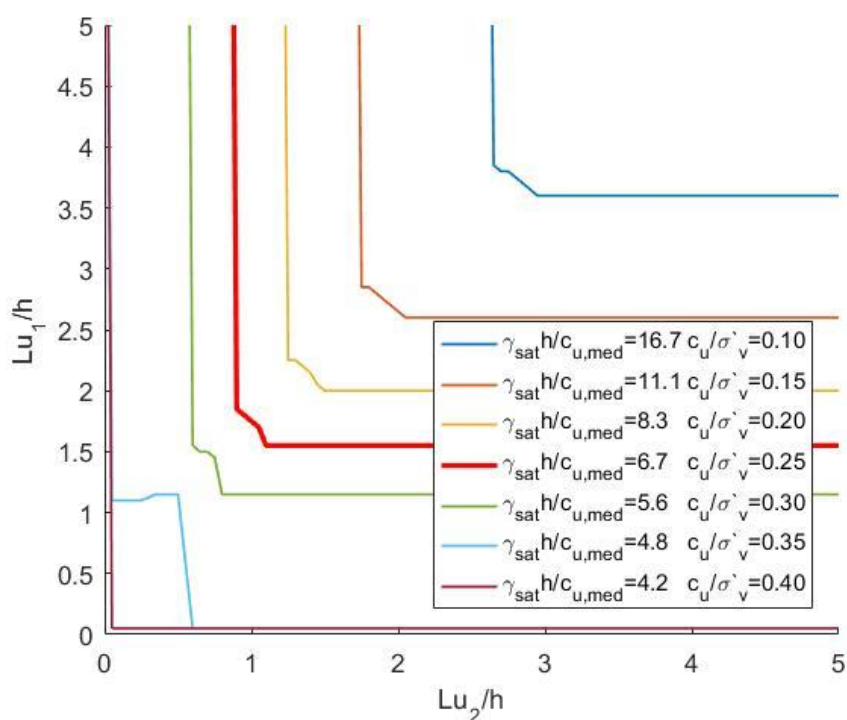


Figura 4.11 - Influência do parâmetro  $c_u/\sigma'_v$ , na estabilidade da cortina, considerando  $f/h=0,2$  e  $\theta=15^\circ$

#### 4.5.3. Influência da profundidade enterrada adimensionalizada

Para avaliar a influência do parâmetro  $f/h$  mostram-se os resultados obtidos mantendo constante os parâmetros  $c_u/\sigma'_v(=0,25)$  e  $\theta(=15^\circ)$  e fazendo variar o parâmetro  $f/h$  entre 0 e 1, com incrementos de 0.2.

Os resultados de  $Lu_1$  e  $Lu_2$  obtidos para os diferentes valores de  $f/h$  são apresentados na Figura 4.12. Na Figura 4.13 mostra-se os resultados para o intervalo de  $f/h$  de 0.4 a 0.59 com intervalos menores.

De forma geral, verifica-se que para valores de profundidade enterrada relativamente baixos (até cerca de  $0,4h$ ), o aumento da profundidade implica a necessidade de maiores comprimentos de ancoragem. A partir de certo valor da profundidade enterrada, o seu aumento diminui o comprimento das ancoragens necessário para a estabilidade global. Este último comportamento está de acordo com o que se verifica na estabilidade global das cortinas realizadas em solos arenosos (Guerra et al. 2016) e do ponto de vista físico é simples de compreender: uma maior profundidade enterrada da cortina implica menores comprimentos de ancoragem. O primeiro é semelhante ao que se verifica ocorrer no caso da resistência não drenada constante em profundidade (Subcapítulo 3.6.3)

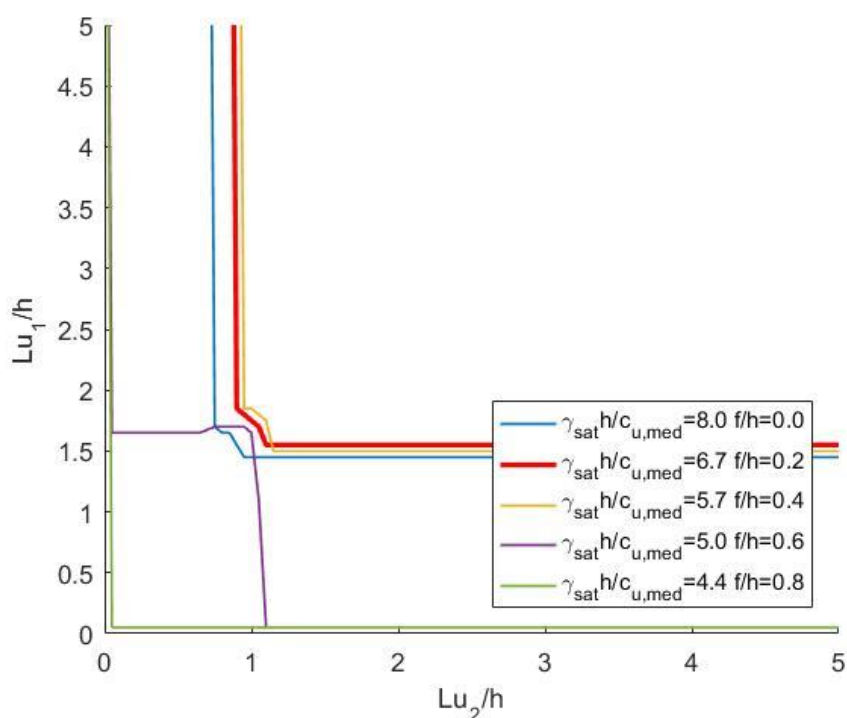


Figura 4.12 - Influência da profundidade enterrada da cortina, na estabilidade da cortina, considerando  $c_u/\sigma'_v=0,25$  e  $\theta=15^\circ$

Isto deve-se ao facto, de existir um aumento da resistência não drenada em profundidade, e por isso, até certa profundidade enterrada, o impulso passivo e a resistência ao corte do troço inclinado da cunha não são suficientes para que a cortina seja estável com comprimentos úteis de ancoragens menores. Estes dois tipos de comportamento existem de

uma forma mais evidente em alguns resultados incluídos no Anexo B.2.. De facto, para  $c_u/\sigma'_v$  baixos, predomina o primeiro e para  $c_u/\sigma'_v$  altos, predomina o segundo.

A análise da Figura 4.12 e da Figura 4.13 mostra também que a partir de certo valor da profundidade enterrada ( $f/h = 0.59$ ), os comprimentos das ancoragens diminuem bruscamente, isto é, para certo valor de  $Lu_2/h$  o comprimento de  $Lu_1/h$  necessário passa a nulo e o mesmo se verifica para certo valor de  $Lu_1/h$ . A razão para esta diminuição brusca parece ser do mesmo tipo da que ocorre no estudo do Capítulo 3 relativo à influência da inclinação das ancoragens. No caso agora em análise, o que parece acontecer é que a partir de certo valor da profundidade enterrada, uma das ancoragens (se a outra tiver um comprimento suficiente) deixa de ser necessária.

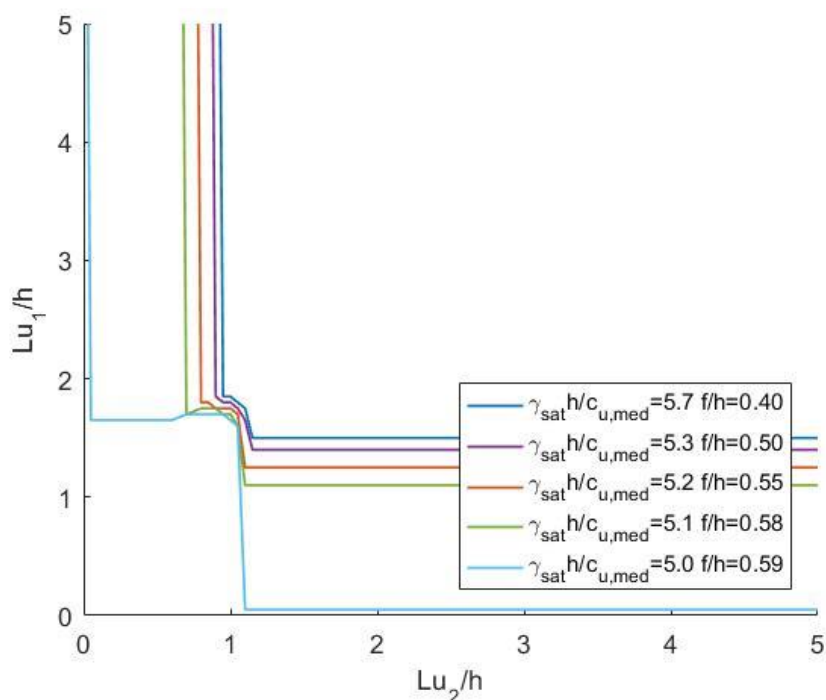


Figura 4.13 - Detalhe da influência da profundidade enterrada da cortina, na estabilidade da cortina, considerando  $c_u/\sigma'_v=0,25$  e  $\theta=15^\circ$

#### 4.5.4. Influência do ângulo de inclinação das ancoragens

Para avaliar a influência do parâmetro  $\theta$  mostram-se os resultados obtidos mantendo constante os parâmetros  $c_u/\sigma'_v (=0,25)$  e  $f/h (=0,2)$  e fazendo variar o parâmetro  $\theta$  entre  $0^\circ$  e  $45^\circ$ , com incrementos de  $15^\circ$ .

Os resultados de  $Lu_1$  e  $Lu_2$  obtidos para os diferentes valores de  $\theta$  são apresentados na Figura 4.14.

Observa-se que o aumento da inclinação das ancoragens leva a que seja necessário um menor comprimento útil das ancoragens, do ponto de vista da estabilidade global. Também se observa que o aumento da inclinação das ancoragens, faz com que a zona geralmente condicionada pelo mecanismo 3 (zona de transição entre o trecho vertical e horizontal do gráfico) diminua.

Os resultados obtidos para outros valores de  $c_u/\sigma'_v$  e de  $f/h$  estão no Anexo B.3.. A sua análise permite constatar que, de forma geral, as conclusões acima referidas se mantêm, havendo a notar que, tal como ocorre no Subcapítulo 3.6.4, a partir de determinado valor da profundidade enterrada (tanto maior quanto menor a relação  $c_u/\sigma'_v$ ) existe uma diminuição brusca dos comprimentos das ancoragens necessários para a estabilidade, o que terá a mesma explicação anteriormente apresentada.

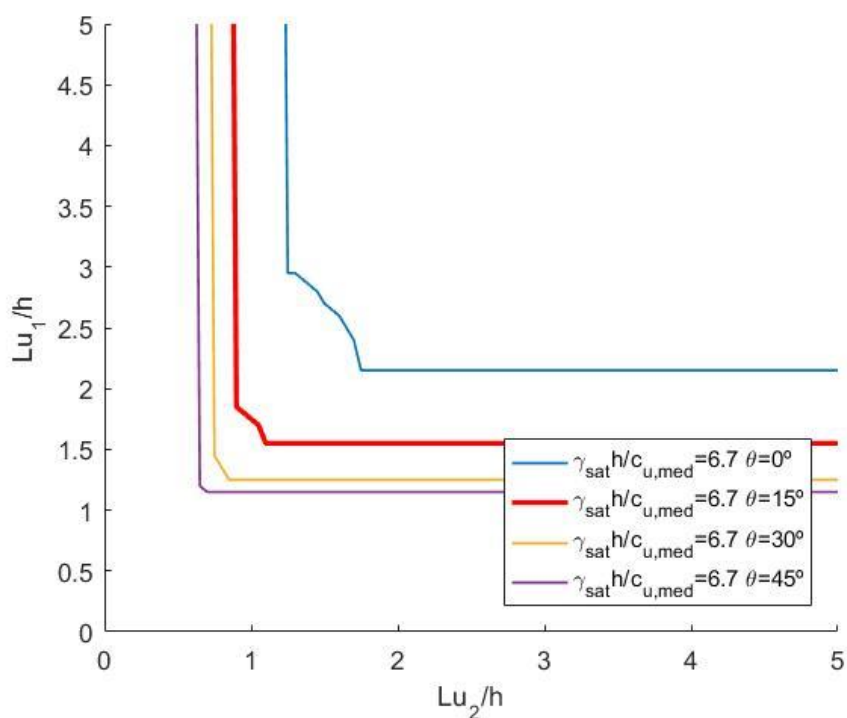


Figura 4.14 - Influência do ângulo de inclinação das ancoragens, na estabilidade da cortina, considerando  $c_u/\sigma'_v = 0,25$  e  $f/h=0,2$

## Capítulo 5

# Modelação do problema com elementos finitos

### 5.1. Introdução

Nos capítulos 3 e 4 o problema da estabilidade global de cortinas realizadas em solos argilosos respondendo em condições não drenadas foi analisado através de metodologias de equilíbrio limite. No presente capítulo aborda-se o assunto da estabilidade global recorrendo ao método dos elementos finitos, através de análises tensão-deformação associadas à determinação, para dada geometria, dos coeficientes de segurança na última fase construtiva (final da escavação) e, portanto, dos valores dos parâmetros de resistência do solo que conduzem ao colapso.

### 5.2. Modelo considerado

Recorreu-se ao programa de cálculo automático Plaxis. Para o solo utilizou-se o modelo elástico-perfeitamente plástico Mohr-Coulomb, aplicado a condições não drenadas e em tensões totais, em que o solo é caracterizado, do ponto de vista da sua resistência, através de uma resistência não drenada  $c_u$  (o que corresponde à utilização do critério de Tresca).

O modelo estudado foi construído admitindo que a escavação a realizar num solo do tipo argiloso, respondendo em condições não drenadas, tinha 10 metros de profundidade e era suportada por dois níveis de ancoragens. Estas ancoragens foram realizadas com uma inclinação com a horizontal de  $15^\circ$  e encontram-se localizadas, tal como nos estudos realizados nos capítulos anteriores, às profundidades de  $0,25h$  e  $0,75h$ , ou seja, a 2,5 metros

e a 7,5 metros de profundidade (Figura 5.1). As forças de pré-esforço a aplicar nestas ancoragens foram obtidas, assim como nos anteriores estudos presentes nesta dissertação, através do diagrama da Figura 3.2 admitindo  $\beta = 0,3$ , o que corresponde a cargas de pré-esforço de 233 kN em cada ancoragem. Para este estudo fez-se variar a dimensão da profundidade enterrada da cortina,  $f$ , e os comprimentos livres das ancoragens,  $Lu_1$  e  $Lu_2$ .

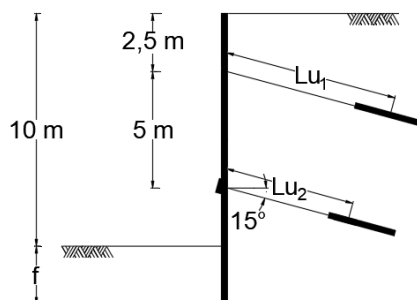


Figura 5.1 - Esquema do modelo da cortina

Admitiu-se que a cortina é de betão armado tendo 0,3 metros de espessura, possuindo um módulo de elasticidade de 30 GPa e um coeficiente de Poisson de 0.

Para a modelação dos cabos de pré-esforço considera-se que estes possuem uma inclinação com a horizontal de 15°, e um espaçamento em planta de 3 metros. Cada cabo de pré-esforço tem uma área de 750 mm<sup>2</sup>, e o aço considerado possui um módulo de elasticidade de 195 GPa. Os cabos foram considerados com comportamento elástico linear. Admite-se também que os bolbos de selagem são elásticos-lineares, com secção igual a 0,0314 m<sup>2</sup> (correspondente a um diâmetro de 0,2 metros) e um comprimento de 5 metros. O módulo de elasticidade da selagem foi admitido igual a 12 GPa.

Para a caracterização do solo em condições não drenadas, considera-se que o seu módulo de elasticidade é de  $300c_u$  ou de  $300c_{u,med}$ , conforme o tipo de caso em estudo, e o seu coeficiente de Poisson é de 0,495. Considerou-se, assim, que em ambos os casos o módulo de deformabilidade era constante em profundidade. Admitiu-se ainda que o solo tem um peso volúmico saturado  $\gamma_{sat} = 20 \text{ kN/m}^3$ . A resistência não drenada inicial, no caso do estudo considerando a resistência não drenada constante em profundidade, foi admitida como sendo de 100 kPa, e no caso do estudo considerando a resistência não drenada variável em profundidade foi admitida como sendo de  $20.h \text{ kPa}$ . Admite-se que o solo encontra-se saturado por capilaridade, sem água nas fendas por tração.



As fronteiras laterais do modelo foram consideradas simplesmente apoiadas, enquanto que a fronteira inferior do modelo foi considerada duplamente apoiada, conforme a Figura 5.2. Foi considerado um comprimento horizontal do modelo,  $L_x$ , de 200 metros e uma altura,  $L_y$ , de 40 metros em todos os casos, exceto quando se considerou o comprimento útil das ancoragens igual a 50 metros, nesse caso utilizou-se uma altura do modelo de 80 metros. O comprimento onde a escavação foi realizada,  $B$ , sofreu variações, pelo que será referido quando apresentados os resultados.

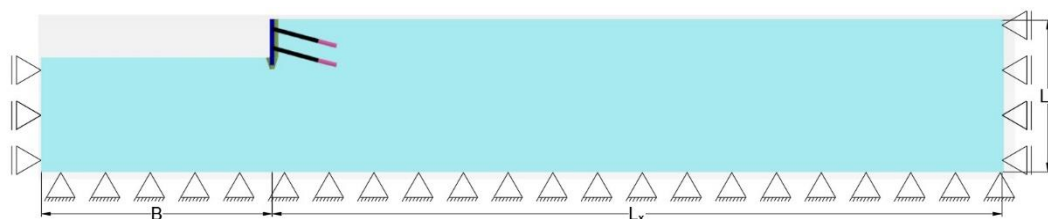


Figura 5.2 - Esquema do modelo utilizado

Para este modelo teve-se em atenção o processo construtivo indicado na Figura 5.3:

- Fase 1 – Construção da parede moldada;
- Fase 2 – Escavação do 1º nível – 3 metros de profundidade;
- Fase 3 – Ativação e aplicação do pré-esforço no primeiro nível de ancoragens;
- Fase 4 – Escavação do 2º nível – 8 metros de profundidade;
- Fase 5 – Ativação e aplicação do pré-esforço no segundo nível de ancoragens;
- Fase 6 – Escavação do 3º nível – 10 metros de profundidade;
- Fase 7 – Análise de segurança.

A análise de segurança realizada na fase 7 refere-se a uma análise (denominada “phi-c reduction” no software Plaxis) em que se procede a uma redução da resistência do solo de modo a determinar o fator de segurança da escavação. Deste modo, é possível determinar qual a resistência não drenada mínima que o solo deve possuir para que não haja colapso. Destaca-se aqui que os valores dos deslocamentos totais obtidos por esta análise não têm qualquer significado físico, no entanto, a sua distribuição permite ter uma previsão do mecanismo de colapso.

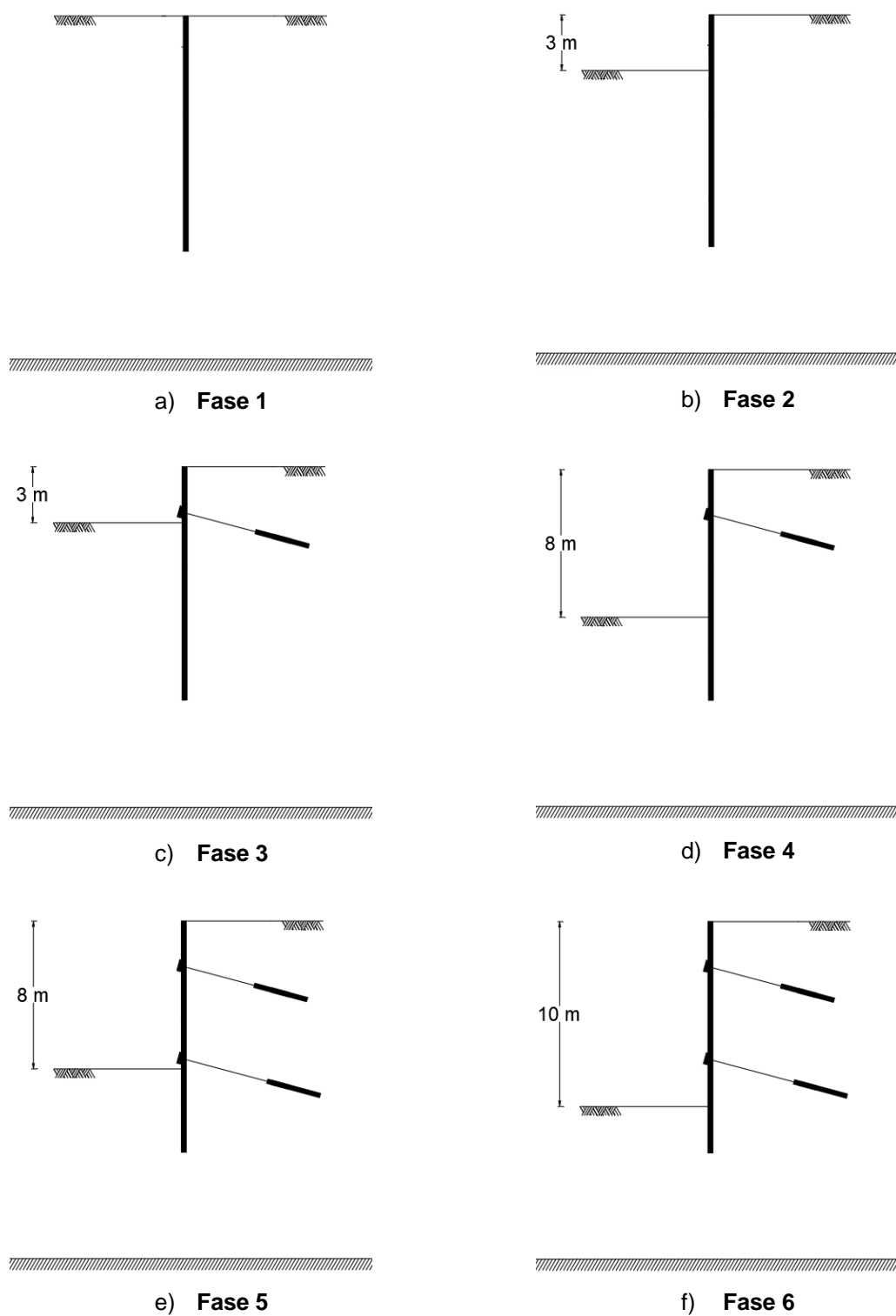


Figura 5.3 - Processo construtivo da cortina, utilizado no modelo de elementos finitos

### 5.3. Estudo de caso admitindo a resistência não drenada constante em profundidade

#### 5.3.1. Influência do comprimento das ancoragens

Para este estudo assume-se que a largura a escavar,  $B$ , possui um comprimento de 50 metros e que o solo tem uma resistência não drenada de 100 kPa constante em profundidade, tal como referido anteriormente.

São realizados dois conjuntos de cálculos: o primeiro considerando que a profundidade enterrada adimensionalizada da cortina  $f/h$  é de 0,2 e o segundo considerando que esta profundidade toma o valor de 0,8, resultando, portanto, em profundidades enterradas de 2 e 8 metros, respetivamente. Em ambos os casos os comprimentos úteis adimensionais das ancoragens variam entre 0,5 e 2,5 com intervalos de 0,5, o que corresponde assim, a comprimentos de 5 a 25 metros, com intervalos de 5 metros. Realizou-se ainda, para cada valor de  $f/h$ , um cálculo adicional, com  $Lu_1/h = 0,5$  e  $Lu_2/h = 5$ .

Ambos os conjuntos de cálculos seguiram o faseamento indicado anteriormente, com uma análise “phi-c reduction” no final da escavação, o que conduz ao valor da resistência não drenada no colapso e permite o cálculo da relação  $\gamma_{sat}h/c_u$ . Os valores dessa relação estão indicados na Figura 5.4 (para  $f/h = 0,2$  -  $f = 2$  metros) e na Figura 5.5 (para  $f/h = 0,8$  -  $f = 8$  metros). Estas figuras incluem também a representação gráfica dos deslocamentos totais na fase de colapso, o que permite inferir os mecanismos de colapso associados a cada caso.

A análise destas figuras permite observar que os valores de  $\gamma_{sat}h/c_u$  não variam muito significativamente com o comprimento das ancoragens. Os menores valores desta relação são da ordem de 4,6 (para os menores comprimentos de ancoragem e para a menor profundidade enterrada) e os maiores são da ordem de 5,1 (para os maiores comprimentos de ancoragem e para a maior profundidade enterrada). Verifica-se, portanto, que com o aumento dos comprimentos das ancoragens o número de estabilidade aumenta, parecendo tender para valores próximos de 5,1 (ver Figura 5.6). De uma forma geral, o caso com  $f/h = 0,8$  conduz a maiores valores de  $\gamma_{sat}h/c_u$  do que o caso  $f/h = 0,2$ . Essas diferenças são muito significativas para valores baixos de comprimentos de ancoragem e esbatem-se para maiores comprimentos, a ponto de para os comprimentos maiores as diferenças praticamente deixarem de existir. Pode-se constatar que os mecanismos de colapso são, na maior parte dos casos, diferentes dos considerados no método de Broms. Os casos em que os mecanismos parecem semelhantes correspondem a menores comprimentos de ancoragem. Para estas situações, a profundidade enterrada parece controlar o mecanismo (dado que esta passa pelo pé da cortina). Para os maiores comprimentos das ancoragens, são estes os

elementos geométricos que definem o mecanismo, contornando estes tais elementos em volume de solo, tanto maior quanto maior o comprimento de ancoragem.

Para comparar os resultados obtidos pela modelação utilizando elementos finitos e pelo método de Broms desenhou-se isolinhas do parâmetro  $\gamma_{sat}h/c_u$  obtido na modelação com elementos finitos. Estas isolinhas foram construídas marcando num referencial de  $Lu_1/h$  e  $Lu_2/h$ . os pontos que correspondem aos comprimentos úteis de ancoragem que foram analisados e o parâmetro  $\gamma_{sat}h/c_u$  (Figura 5.7).

As isolinhas correspondentes à análise de elementos finitos são marcadas (com traço interrompido) nos mesmos gráficos onde se marcou as envolventes de colapso obtidas pelo método de Broms (a linha contínua), para os mesmos valores do número de estabilidade. Obtém-se assim a Figura 5.8 e a Figura 5.9.

As isolinhas agora obtidas têm forma semelhante à da zona curva dos resultados resultantes do método de Broms. As diferenças são, no entanto, bem evidentes através da Figura 5.8 e da Figura 5.9, podendo justificarem-se pelo facto dos mecanismos obtidos numericamente serem, em muitos casos, como se viu, bastante diferentes dos correspondentes ao método de Broms.

### 5.3.2. Influência da largura da escavação

Para o estudo da influência da largura da escavação, realizaram-se algumas análises admitindo  $h = 10$  metros,  $f = 2$  metros ( $f/h = 0,2$ ),  $Lu_1 = 25$  metros ( $Lu_1/h = 2,5$ ),  $Lu_2 = 20$  metros ( $Lu_2/h = 2,0$ ) e  $\theta = 15^\circ$  e em que a largura  $B$  tomou os seguintes valores: 20, 10, 5 e 2,5 metros (respetivamente  $B/h = 2, 1, 0.5$  e  $0,25$ ).

Procedeu-se à modelação do problema com elementos finitos, e à sua análise de redução da resistência não drenada do solo, de modo a encontrar a resistência mínima, que leva ao colapso da cortina, tal como realizado anteriormente.

Os resultados obtidos para esta análise encontram-se na Figura 5.10.

Os resultados obtidos permitem observar que:

- a diminuição da largura da escavação,  $B$ , leva a que o número de estabilidade aumente, sendo esse aumento mais significativo para menores valores de  $B$ ;
- o mecanismo de colapso sofre poucas variações, nunca atingindo um mecanismo de colapso próximo do que é considerado no método de Broms.

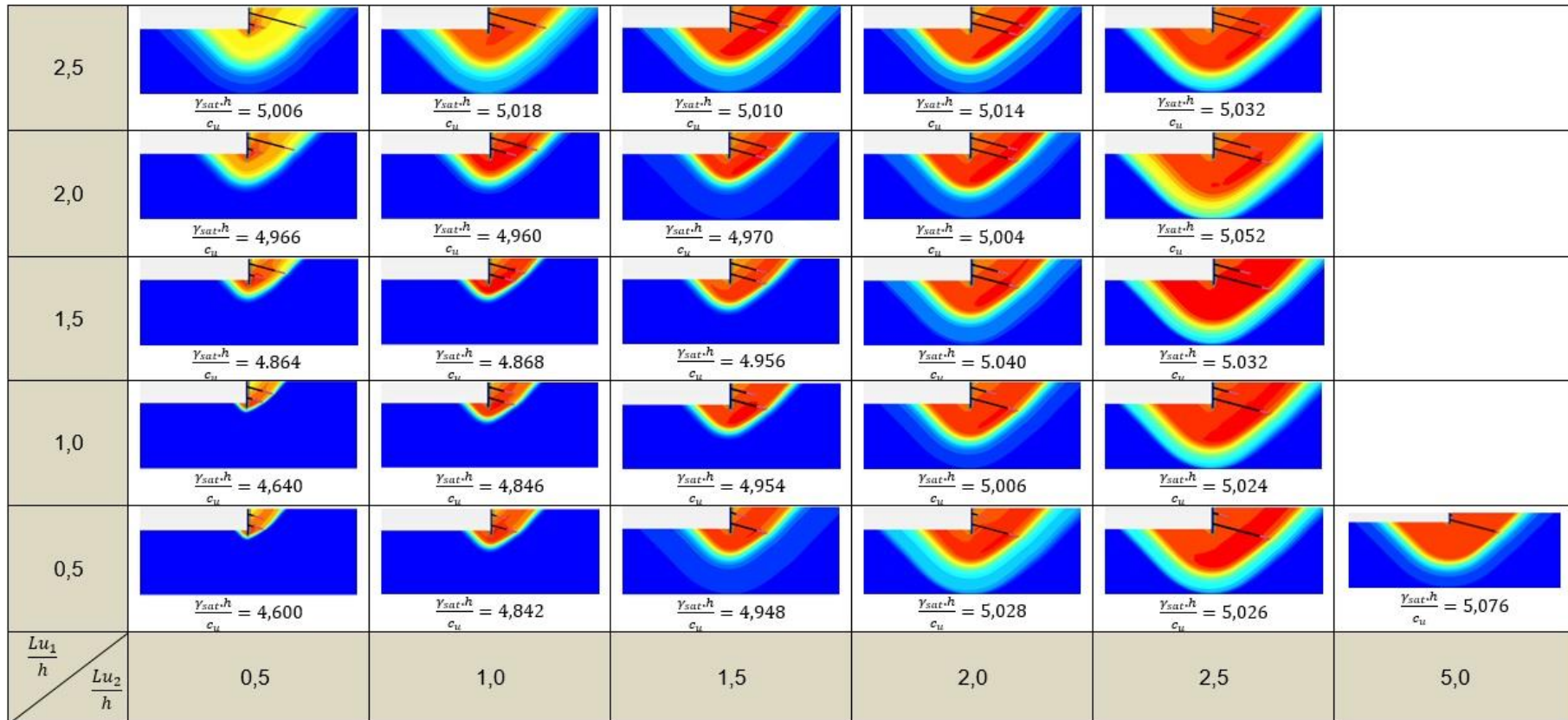


Figura 5.4 - Resultados obtidos na modelação com elementos finitos, considerando uma profundidade enterrada adimensional de 0,2 e uma resistência constante em profundidade

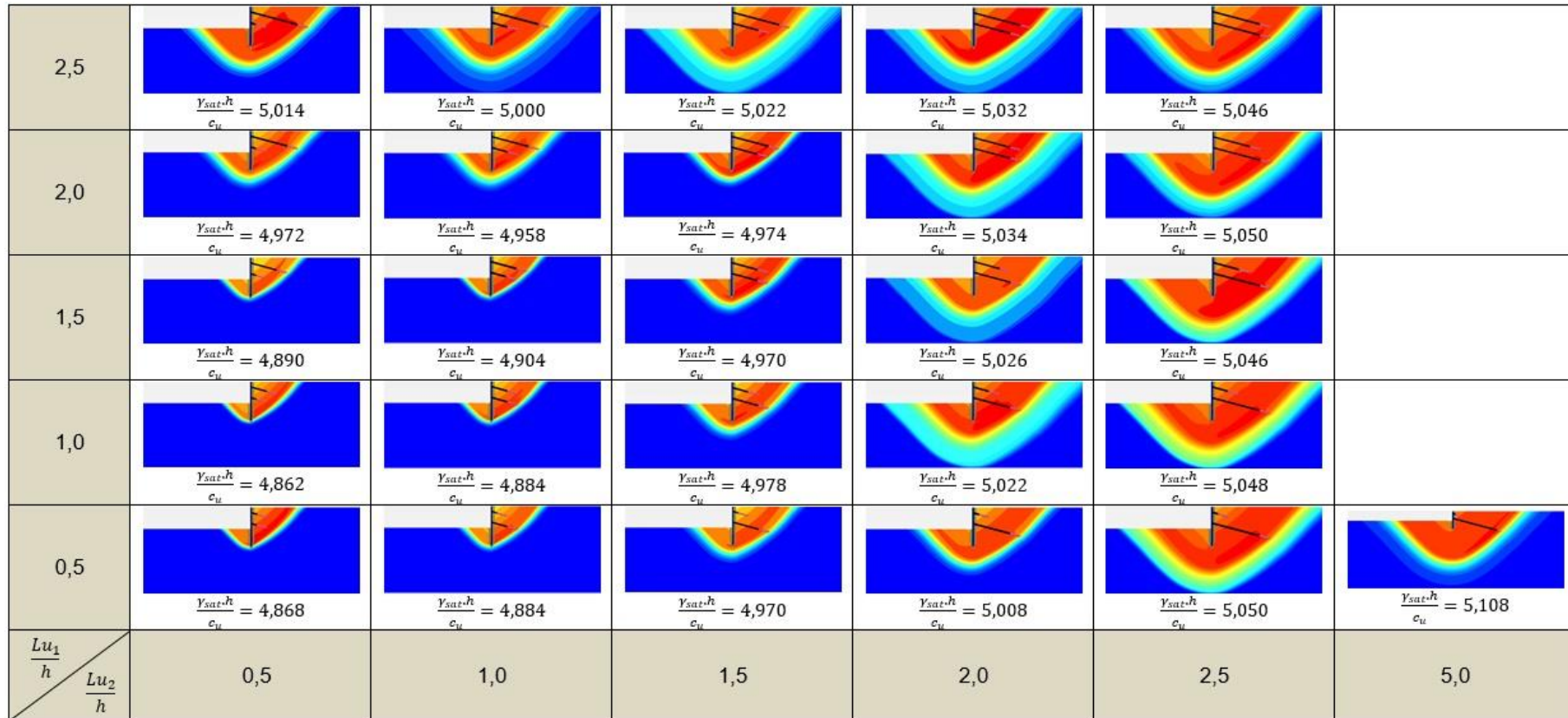


Figura 5.5 - Resultados obtidos na modelação com elementos finitos, considerando uma profundidade enterrada adimensional de 0,8 e uma resistência constante em profundidade

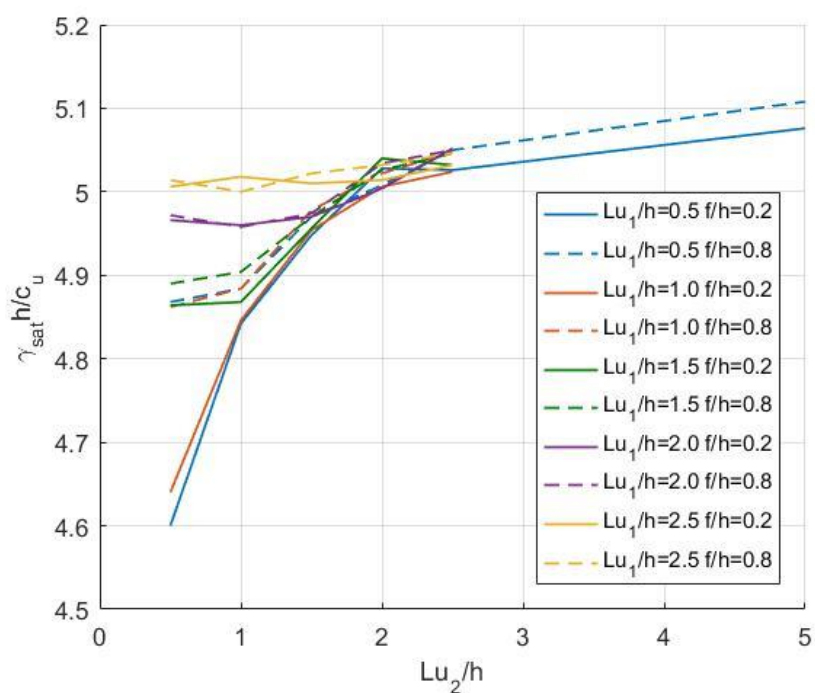


Figura 5.6 - Tendência dos resultados de  $\gamma_{sat} h/c_u$

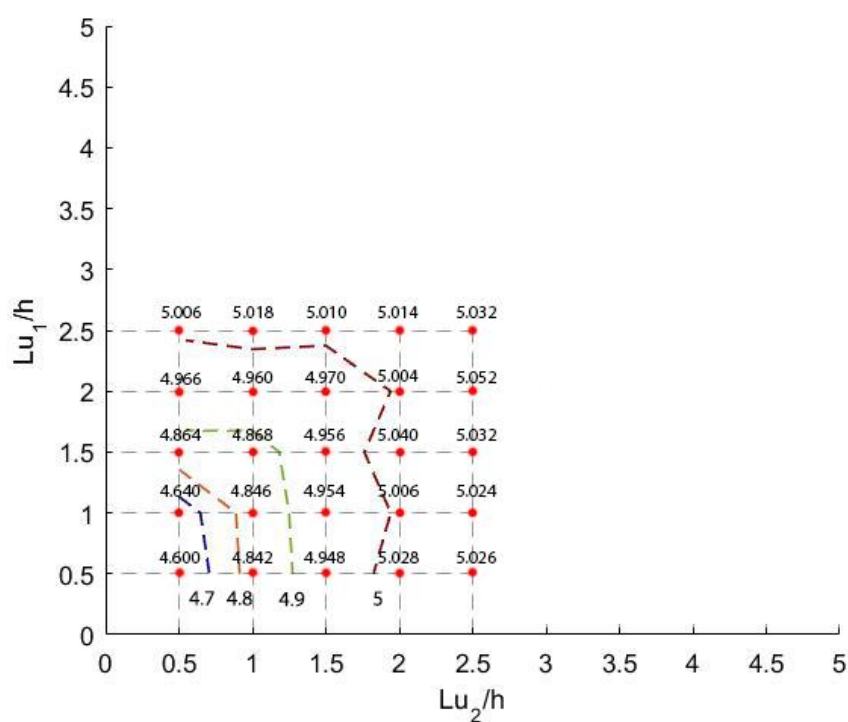


Figura 5.7 - Marcação de isolinhas

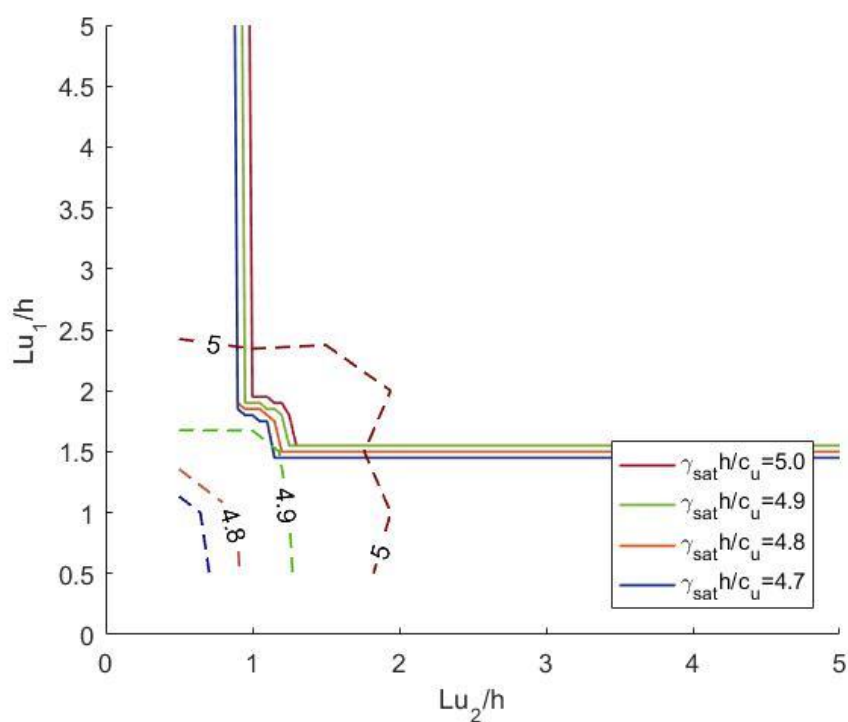


Figura 5.8 - Isolinhas para os resultados considerando uma profundidade enterrada adimensional de 0,2 e uma resistência constante em profundidade

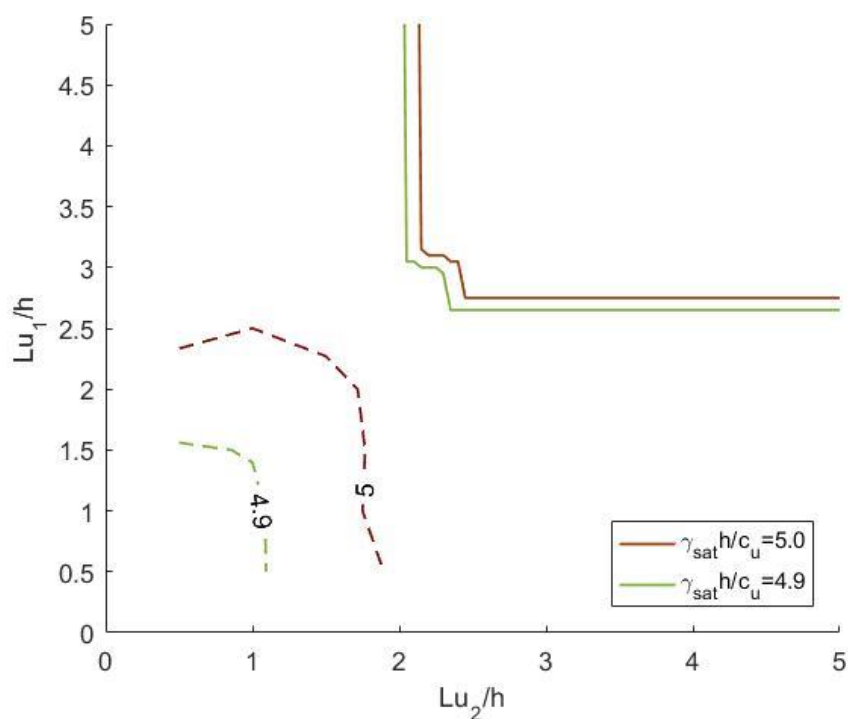


Figura 5.9 - Isolinhas para os resultados considerando uma profundidade enterrada adimensional de 0,8 e uma resistência constante em profundidade



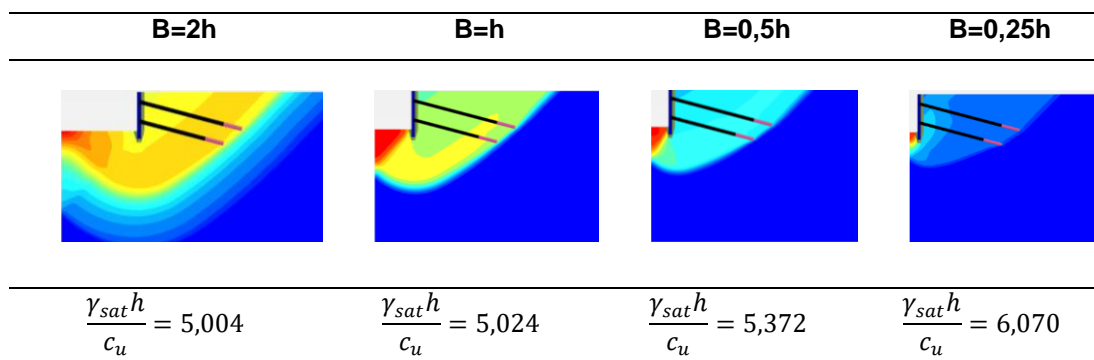


Figura 5.10 - Influência da variação da largura da escavação (B) nos mecanismos de colapso

#### 5.4. Estudo de caso admitindo a resistência não drenada variável em profundidade

Para este estudo considera-se que a largura a escavar,  $B$ , possuía um comprimento de 50 metros, tal como no caso em que se admitiu uma resistência constante em profundidade, e que o solo possui uma resistência não drenada variável em profundidade de  $20 \cdot h \text{ kPa}$  calculada considerando um solo saturado por capilaridade ( $\gamma^* = \gamma_{sat}$ ) com  $c_u/\sigma'_v = 1$ . Deste modo, a resistência não drenada atribuída inicialmente ao solo é bastante grande, sendo reduzida para o valor no colapso na última fase (“phi-c reduction”).

Assim, analisa-se recorrendo a elementos finitos dois casos, tal como no estudo do subcapítulo anterior: um com  $f/h$  de 0,2 e outro com  $f/h$  de 0,8, isto é, de 2 e 8 metros, respetivamente. Em ambos os casos fazem-se variar os comprimentos úteis adimensionais das ancoragens entre 0,5 e 2,5, com intervalos de 0,5, isto é, entre 5 e 25 metros, com intervalos de 5 metros, tal como em 5.3.

Os resultados obtidos são apresentados na Figura 5.11 ( $f/h = 0,2$ ) e na Figura 5.12 ( $f/h = 0,8$ ). Nelas são indicadas dois parâmetros:

- $\frac{\gamma_{sat}h}{c_{u,med}}$  (em que  $c_{u,med}$  tem o significado indicado na Figura 4.2);
- $\frac{c_u}{\sigma'_v}$  no colapso (determinado na fase “phi-c reduction”).

Observando os resultados obtidos, pode-se observar que o aumento dos comprimentos de ancoragem, leva a que o numero de estabilidade também aumente. Pode-se também concluir que os mecanismos de colapso que se desenvolvem neste tipo de estrutura, quando se considera uma resistência não drenada variável em profundidade, de uma forma geral são, bastante semelhantes àqueles que são considerados no método de Broms. Em alguns casos as superfícies de deslizamento são curvas e mostram parecer ocorrer numa superposição de mecanismos.

Os resultados de  $c_u$  no colapso são menores no caso  $f/h = 0,8$  do que para  $f/h = 0,2$  o que corresponde ao esperado. Em ambos os casos (considerando a profundidade enterrada de 0,2 e de 0,8), o aumento dos comprimentos úteis de ancoragem é favorável à estabilidade da cortina, pois o parâmetro  $\gamma_{sat}h/c_{u,med}$  é maior.

Usando o procedimento análogo ao utilizado em 5.3, foram calculadas isolinhas de  $\gamma_{sat}h/c_{u,med}$  com base nos resultados obtidos por elementos finitos. As isolinhas são representadas na Figura 5.13 e na Figura 5.14, nas quais se mostra também os resultados obtidos pelo método de Broms para os mesmos valores de  $\gamma_{sat}h/c_{u,med}$ .

A comparação entre os resultados numéricos e os obtidos do método de Broms mostra diferenças com algum significado, apesar das tendências serem, globalmente semelhantes. Com efeito, no caso de  $f/h = 0,2$  parece haver uma maior influência de  $\gamma_{sat}h/c_{u,med}$  nos comprimentos de ancoragem determinados numericamente e no caso de  $f/h = 0,8$  a influência é semelhante, globalmente, nos dois casos, com, no entanto, valor do comprimento das ancoragens necessário maior no caso dos resultados do método de Broms do que nos resultados numéricos.

Estudo de caso admitindo a resistência não drenada variável em profundidade

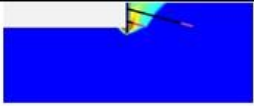

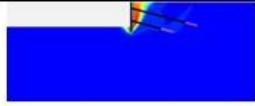
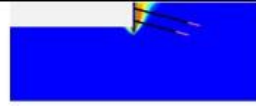
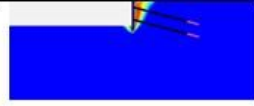
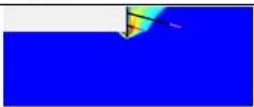
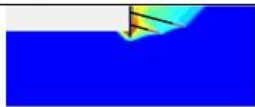
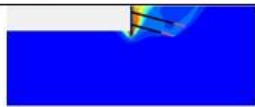
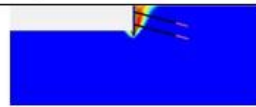
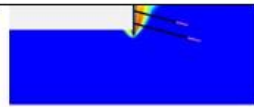
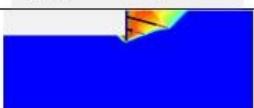
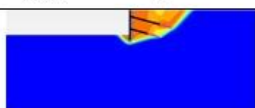
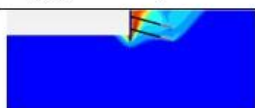
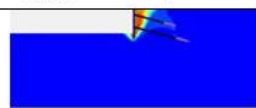
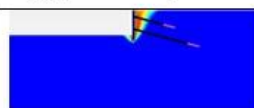


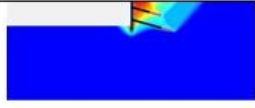
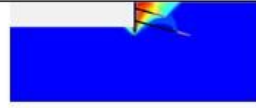
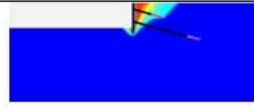






2,5	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,538, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,221$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 8,760, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,190$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 9,343, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,178$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 9,903, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,168$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 10,070, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,166$	
2,0	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,563, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,220$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 8,752, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,190$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 9,455, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,176$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 9,713, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,172$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 10,408, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,160$	
1,5	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,068, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,236$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 8,252, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,202$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 9,295, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,179$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 9,618, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,173$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 10,035, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,166$	
1,0	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,432, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,259$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,777, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,214$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 8,823, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,189$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 9,420, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,177$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 9,963, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,167$	
0,5	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,112, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,272$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,262, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,230$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 8,445, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,197$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 8,803, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,189$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 9,205, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,181$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 10,508, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,159$
$\frac{Lu_1}{h}$ / $\frac{Lu_2}{h}$	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	5,0

Figura 5.11 - Resultados obtidos na modelação com elementos finitos, considerando uma profundidade enterrada adimensional de 0,2 e uma resistência não drenada variável em profundidade

Estudo de caso admitindo a resistência não drenada variável em profundidade

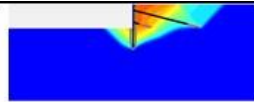
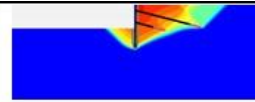
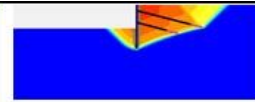
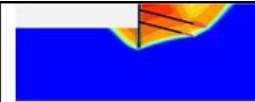
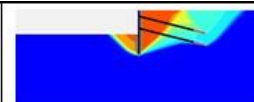
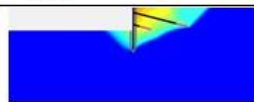
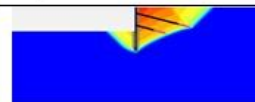
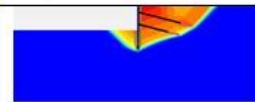
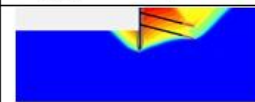
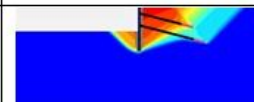
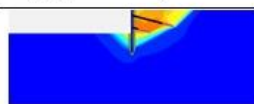
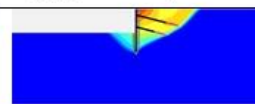
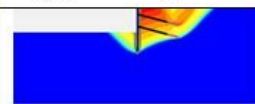
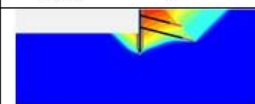
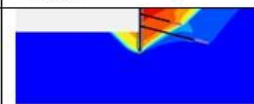
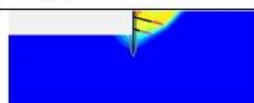
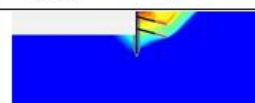
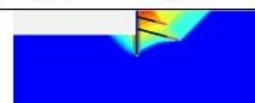
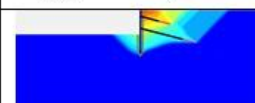
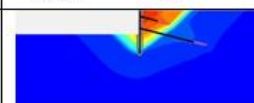
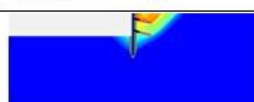
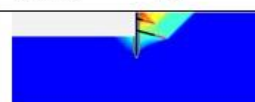
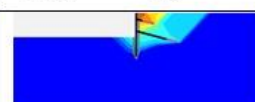
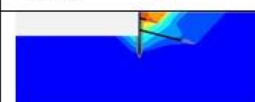
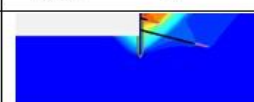
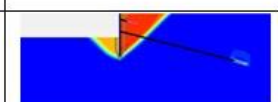
2,5	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,992, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,159$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,059, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,157$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,201, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,154$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,653, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,145$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 8,141, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,136$		
2,0	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,519, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,170$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,608, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,168$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,871, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,162$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,443, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,149$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,930, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,140$		
1,5	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 5,882, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,189$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,264, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,177$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,692, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,166$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,202, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,154$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,689, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,145$		
1,0	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 5,503, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,202$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 5,980, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,186$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,507, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,171$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,146, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,155$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,584, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,146$		
0,5	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 5,164, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,215$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 5,631, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,197$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,348, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,175$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 6,978, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,159$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 7,526, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,148$	 $\frac{\gamma_{sat} \cdot h}{c_{u,med}} = 8,957, \frac{c_u}{\sigma'_v} = 0,124$	
$\frac{Lu_1}{h}$ $\frac{Lu_2}{h}$	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	5,0	

Figura 5.12 - Resultados obtidos na modelação com elementos finitos, considerando uma profundidade enterrada adimensional de 0,8 e uma resistência não drenada variável em profundidade

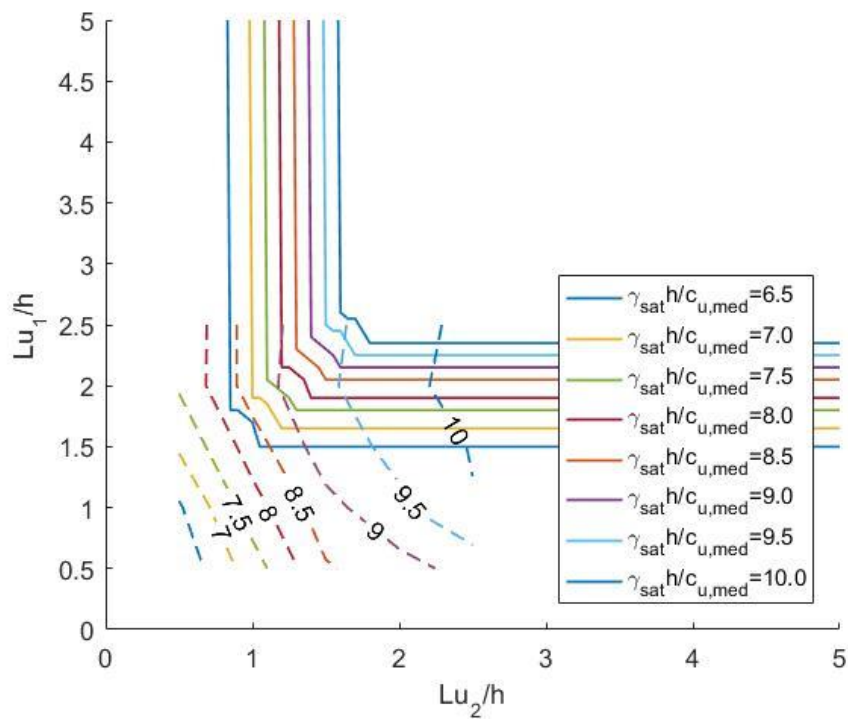


Figura 5.13 - Isolinhas para os resultados considerando a profundidade enterrada adimensional de 0,2 e uma resistência não drenada variável em profundidade

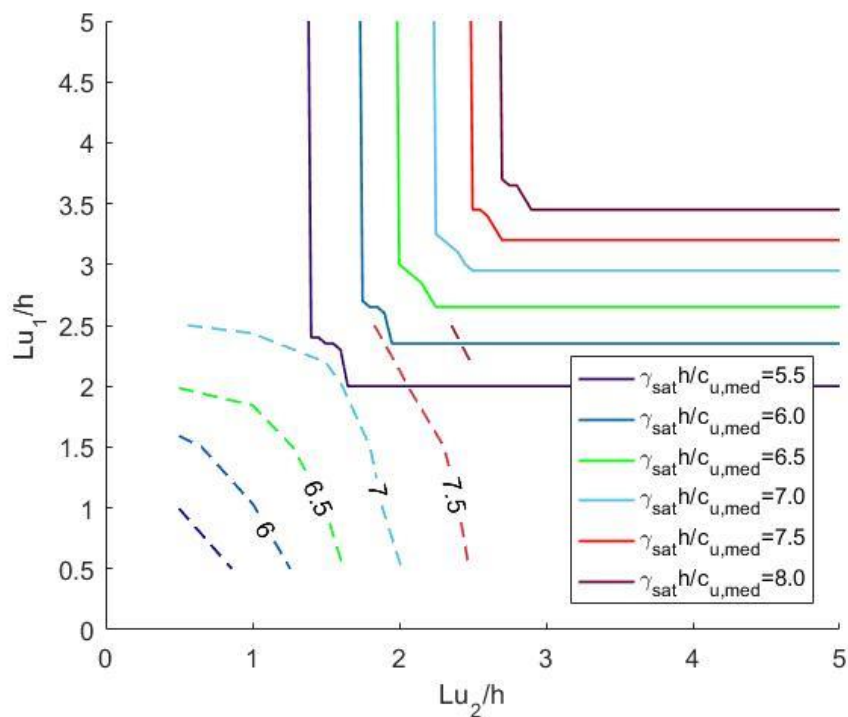


Figura 5.14 - Isolinhas para os resultados considerando uma profundidade enterrada adimensional de 0,8 e uma resistência não drenada variável em profundidade

Globalmente, pode observar-se que os comprimentos úteis das ancoragens necessários para garantir a estabilidade calculados pelo método de Broms são maiores do que aqueles calculados numericamente. Esta diferença entre os resultados obtidos pelos dois métodos pode ter várias causas, das quais duas podem ser abordadas no presente estudo: o significado físico do comprimento útil escolhido para realizar a comparação entre resultados e a existência de adesão nas soluções obtidas por elementos finitos.

Tem-se definido o comprimento útil da ancoragem como a soma do comprimento livre com metade do comprimento útil desta (Equação 3.2), para ter em conta um efeito tridimensional da variação da largura no mecanismo de cálculo (representado esquematicamente da Figura 5.15a). Assim, o mecanismo de cálculo que tem sido adotado é o que está representado numa linha contínua a vermelho na Figura 5.15b. Contudo na análise do problema utilizando elementos finitos de duas dimensões, em estado plano de deformação, este efeito não é considerado, dada a ausência de efeito tridimensional. Os resultados obtidos mostram, assim, que os mecanismos associados aos cálculos numéricos envolvem a totalidade do comprimento da ancoragem (incluindo a selagem desta), do tipo do representado a traço interrompido na Figura 5.15b.

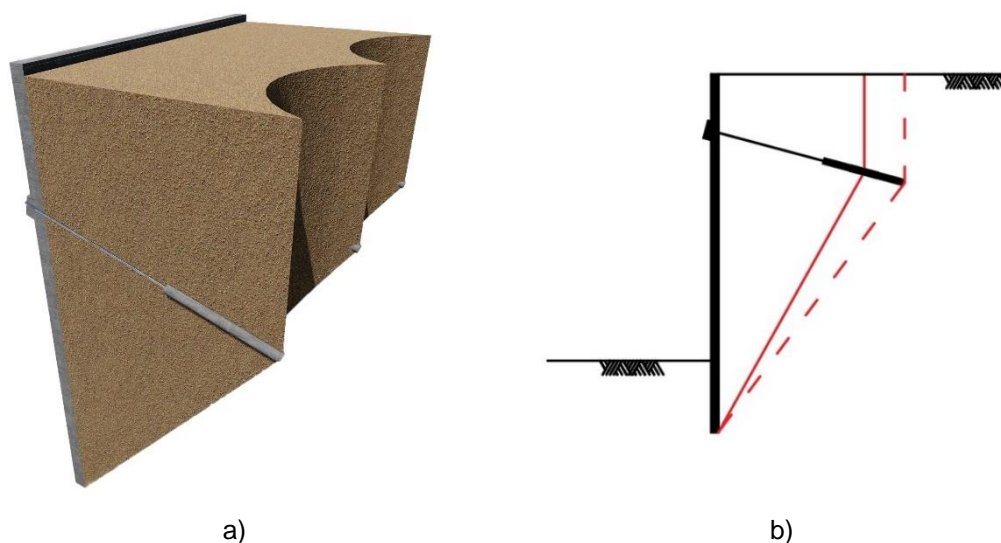


Figura 5.15 - Efeito tridimensional para a definição de  $L_u$

Faz, portanto, sentido comparar os resultados numéricos com os do método de Broms considerando que, nos primeiros, o comprimento útil é dado pela expressão:

$$L_u = L_l + L_s \quad 5.1$$

e que nos segundos  $L_u$  continua a ser dado pela expressão 3.2.

Com esta alteração os resultados obtidos numericamente apresentados na Figura 5.13 e na Figura 5.14 sofrerão uma translação nos referenciais de  $Lu_1$  e  $Lu_2$  de 2,5 metros, em ambos os eixos, que corresponde a metade do comprimento de selagem considerado, ou seja, uma ancoragem que possuía um comprimento livre de 7,5 metros e uma selagem de 5 metros, e que antes tinha um comprimento útil de 10 metros, agora tem um comprimento de útil de 12,5 metros.

No modelo de cálculo numérico foi definido que o parâmetro  $R_{inter}$  é igual a 1, o que significa que a resistência na interface entre o solo e a cortina é igual à resistência não drenada no solo, ou seja, que a adesão entre o solo e a estrutura é igual à resistência não drenada ( $c_a = c_u$ ). Ora, no modelo de cálculo do método de Broms não foi considerada qualquer força de adesão no lado passivo da cortina, pelo que se inclui agora tal força, para melhor comparação com os cálculos numéricos.

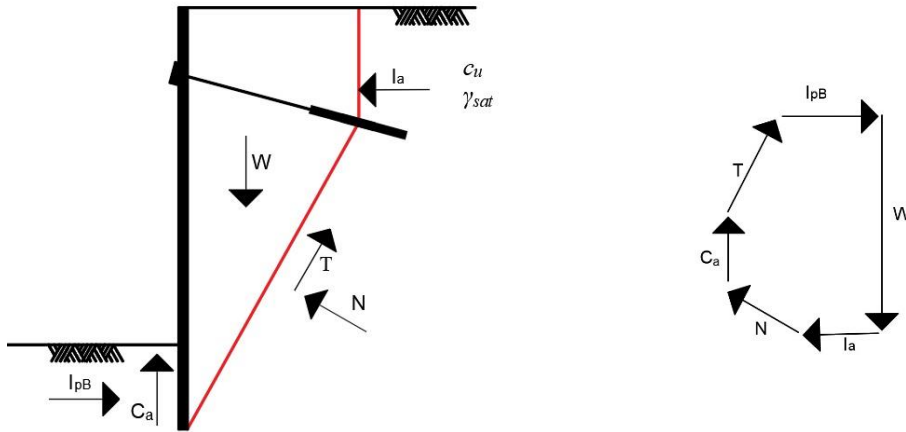


Figura 5.16 - Mecanismo considerado pelo método de Broms admitindo condições não drenadas e adesão no lado passivo da cortina e o respetivo polígono de forças

A força devida à adesão presente na parte passiva da cortina, foi obtida da seguinte forma:

$$\frac{C_a}{\gamma_{sat} h^2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{f}{h} \cdot \frac{c_u}{\sigma'_v} \cdot \frac{\gamma^*}{\gamma_{sat}} \left( 2 + \frac{f}{h} \right) \quad 5.2$$

onde  $\gamma^*$ , neste caso é igual a  $\gamma_{sat}$ .

A equação 4.15 foi substituída, de modo a considerar o efeito da adesão, pela seguinte:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{C_a}{\gamma_{sat} h^2}}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 5.3$$

A equação 4.24 foi substituída, de modo a considerar o efeito da adesão, pela seguinte:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi - \frac{C_a}{\gamma_{sat} h^2}}{\cos \xi}, \quad \frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[ \quad 5.4$$

A equação 4.26 foi substituída, de modo a considerar o efeito da adesão, pela seguinte:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi + \frac{F_{anc2}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta - \frac{C_a}{\gamma_{sat} h^2}}{\cos \xi}, \quad 5.5$$

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[$$

A equação 4.28 foi substituída, de modo a considerar o efeito da adesão, pela seguinte:

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta - \frac{C_a}{\gamma_{sat} h^2}}{\cos \xi}, \quad 5.6$$

$$\frac{N}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[$$

A equação 4.46 foi substituída, de modo a considerar o efeito da adesão, pela seguinte:

$$\frac{N_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} = \frac{\frac{W_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} - \frac{T_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \xi_1 + \frac{F_{anc1}}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \cdot \sin \theta - \frac{C_a}{\gamma_{sat} h^2}}{\cos \xi}, \quad 5.7$$

$$\frac{N_1}{\gamma_{sat} \cdot h^2} \in [0, +\infty[$$

Na Figura 5.17 e na Figura 5.18 apresentam-se as isolinhas dos resultados obtidos por elementos finitos, e os resultados obtidos pela aplicação do método de Broms às condições em estudo.

Observando estes resultados, nota-se que embora os resultados do método de Broms não coincidam com os resultados obtidos com elementos finitos, estes encontram-se mais próximos do que os resultados anteriormente determinados e apresentados na Figura 5.13 e na Figura 5.14, continuando a existir uma semelhança entre o formato dos gráficos, obtidos por ambos os métodos.



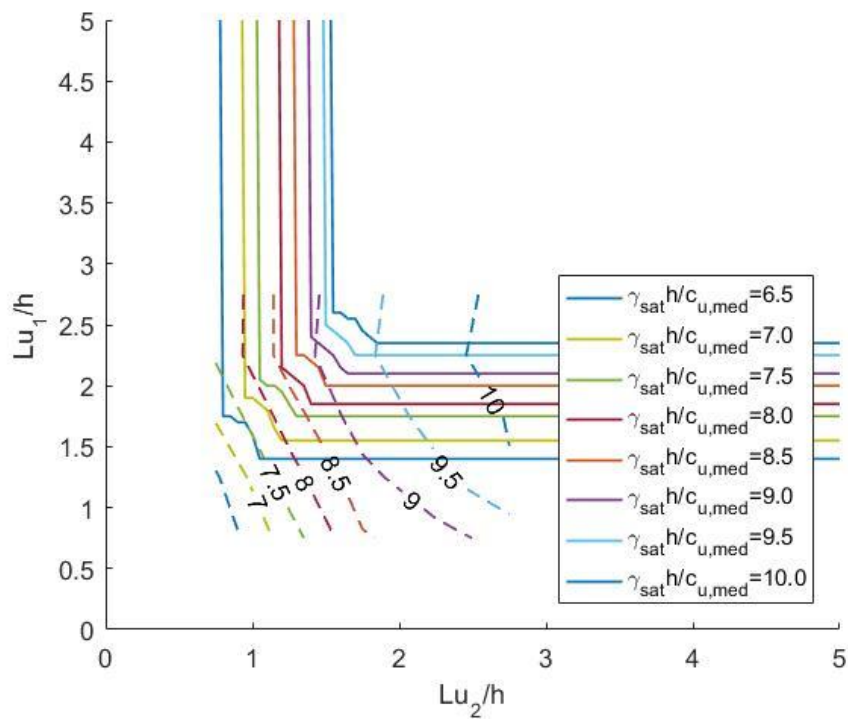


Figura 5.17 - Isolinhas para os resultados considerando uma profundidade enterrada adimensional de 0,2, uma resistência não drenada variável em profundidade e adesão

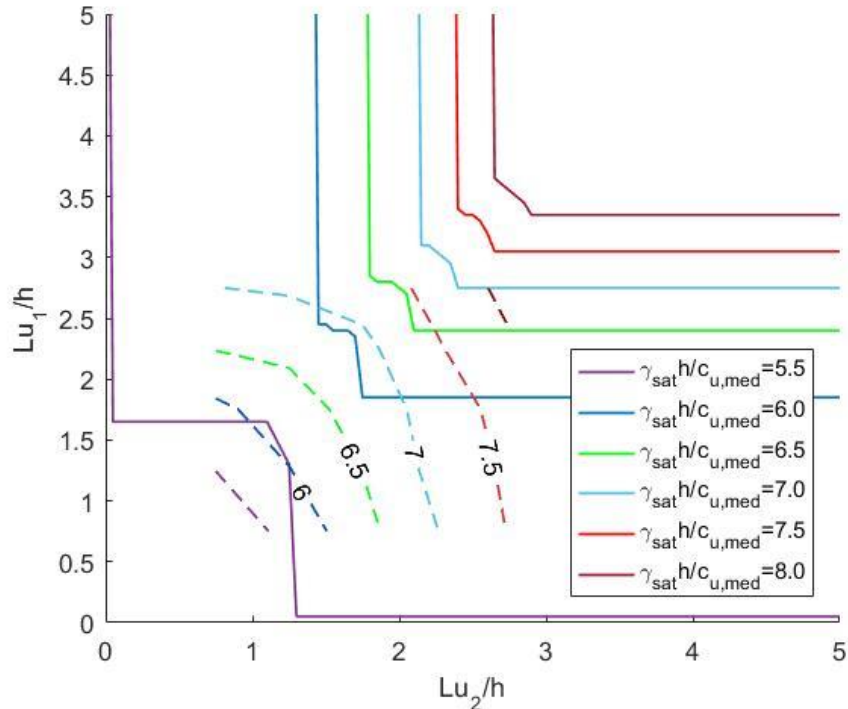


Figura 5.18 - Isolinhas para os resultados considerando uma profundidade enterrada adimensional de 0,8, uma resistência não drenada variável em profundidade e adesão



## Capítulo 6

# Critério de escolha dos comprimentos de ancoragem

### 6.1. Introdução

Conforme referido por Guerra et al.(2016), a propósito da estabilidade global de cortinas ancoradas em solos respondendo em condições drenadas, quaisquer pares de valores  $Lu_1/h$  e  $Lu_2/h$  nas figuras do tipo da Figura 5.17 e da Figura 5.18 ou pares à direita e para cima essas linhas correspondem a soluções possíveis, isto é, que asseguram a estabilidade (sem, note-se, quaisquer coeficientes de segurança). A questão que, portanto, surge é: de todas as soluções possíveis, que solução adotar? Uma solução sobre as referidas linhas corresponde ao valor mínimo para o conjunto dos dois comprimentos, mas que ponto dessas linhas escolher?

### 6.2. Critério de escolha da dupla de comprimentos úteis das ancoragens

Para a escolha dos comprimentos úteis das ancoragens, utilizou-se um critério de escolha semelhante ao apresentado por Guerra et al. (2016), que localiza os comprimentos ótimos (marcados com um ponto laranja na Figura 6.1) a meio da zona curva, marcada assinalada a azul. Este critério foi definido por forma a que uma variação do comprimento de uma das ancoragens, não implique uma variação muito significativa da outra.

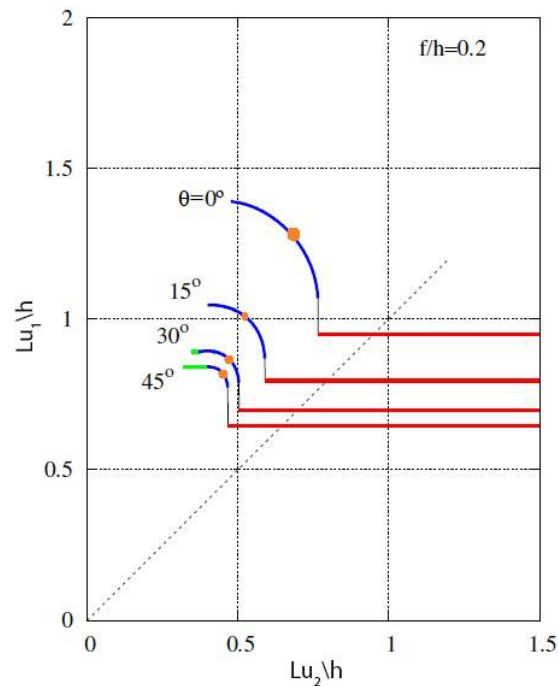


Figura 6.1 - Critério de escolha do par de comprimentos úteis das ancoragens definido por Guerra et al. (2016)

Assim, para todos os resultados obtidos, foi escolhido um ponto como o P da Figura 6.2, situado sobre a linha a meio do intervalo  $\Delta Lu_2/h$ . O ponto inicial deste intervalo corresponde ao ponto em que existe a primeira variação do comprimento da ancoragem 1, após o troço vertical da envolvente de colapso. O ponto final deste intervalo corresponde ao primeiro ponto já pertencente ao troço horizontal da envolvente de colapso.

Para aplicação deste critério aos resultados provenientes de análises numéricas (no formato de isolinhas), é considerado, devido ao formato das curvas obtidas, que os comprimentos úteis da ancoragem 2 estão na sua totalidade dentro do intervalo  $\Delta Lu_2/h$ .

### 6.3. Estudo de caso admitindo a resistência não drenada constante em profundidade

Aplica-se o critério definido no subcapítulo anterior para marcar um ponto P nos resultados obtidos a partir da variação dos mesmos parâmetros que se variaram no Subcapítulo 3.6:

- o número de estabilidade,  $\frac{\gamma_{sat}h}{c_u}$ ; que se considera variar com os valores de 0,5; 1; 2; 4; 6; 8 e 10;
- o valor da profundidade enterrada da cortina adimensionalizada,  $\frac{f}{h}$ , que se considera variar com incrementos de 0,2 entre 0 e 1;

- o ângulo de inclinação das ancoragens,  $\theta$ ; que se considera variar com incrementos de  $15^\circ$  entre  $0^\circ$  e  $45^\circ$ .

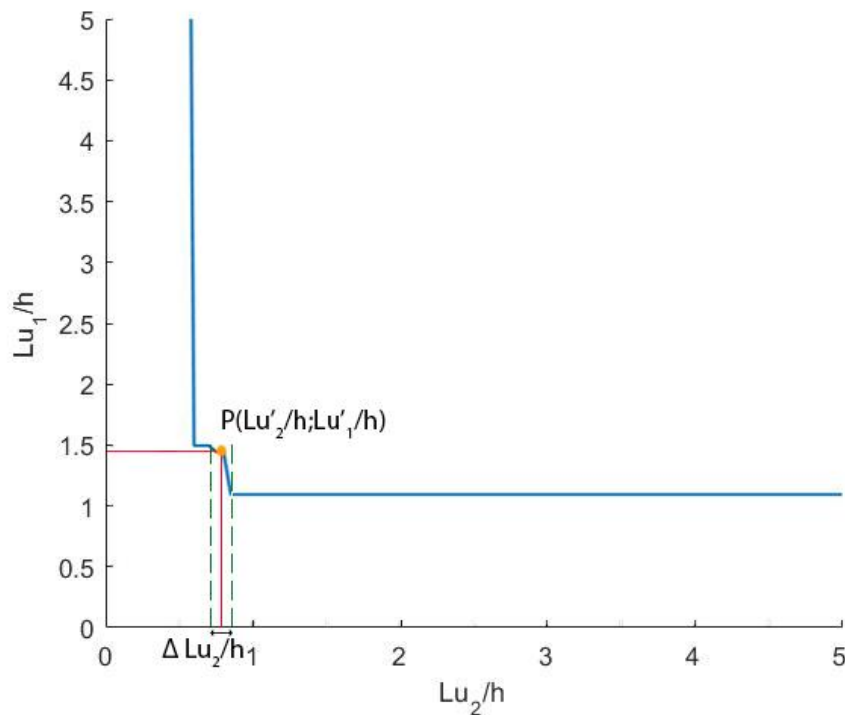


Figura 6.2 - Critério de escolha do par de comprimentos úteis das ancoragens

Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- a profundidade adimensionalizada da primeira ancoragem,  $\frac{a_1}{h}$ , admitida igual a 0,25;
- a profundidade adimensionalizada da segunda ancoragem,  $\frac{a_2}{h}$ , admitida igual a 0,75;
- o fator do diagrama de pré-esforço nas ancoragens,  $\beta$ , admitido igual a 0,3.

Procede-se então à marcação de pontos, que marcam o ponto médio das selagens das ancoragens em referenciais que representam a geometria da escavação, tendo como origem a profundidade da escavação. Os resultados agrupados pela dimensão da profundidade da cortina são apresentados na Figura 6.3 e na Figura 6.4. Nessas figuras inclui-se também os resultados obtidos numericamente.

Analisando estas figuras, observa-se que existe uma tendência dos resultados se alinharem em função do número de estabilidade. Contudo este alinhamento não corresponde a retas com uma inclinação de  $45^\circ$ , como seria previsível caso o método empírico enunciado no Subcapítulo 2.2 conseguisse prever estas situações.

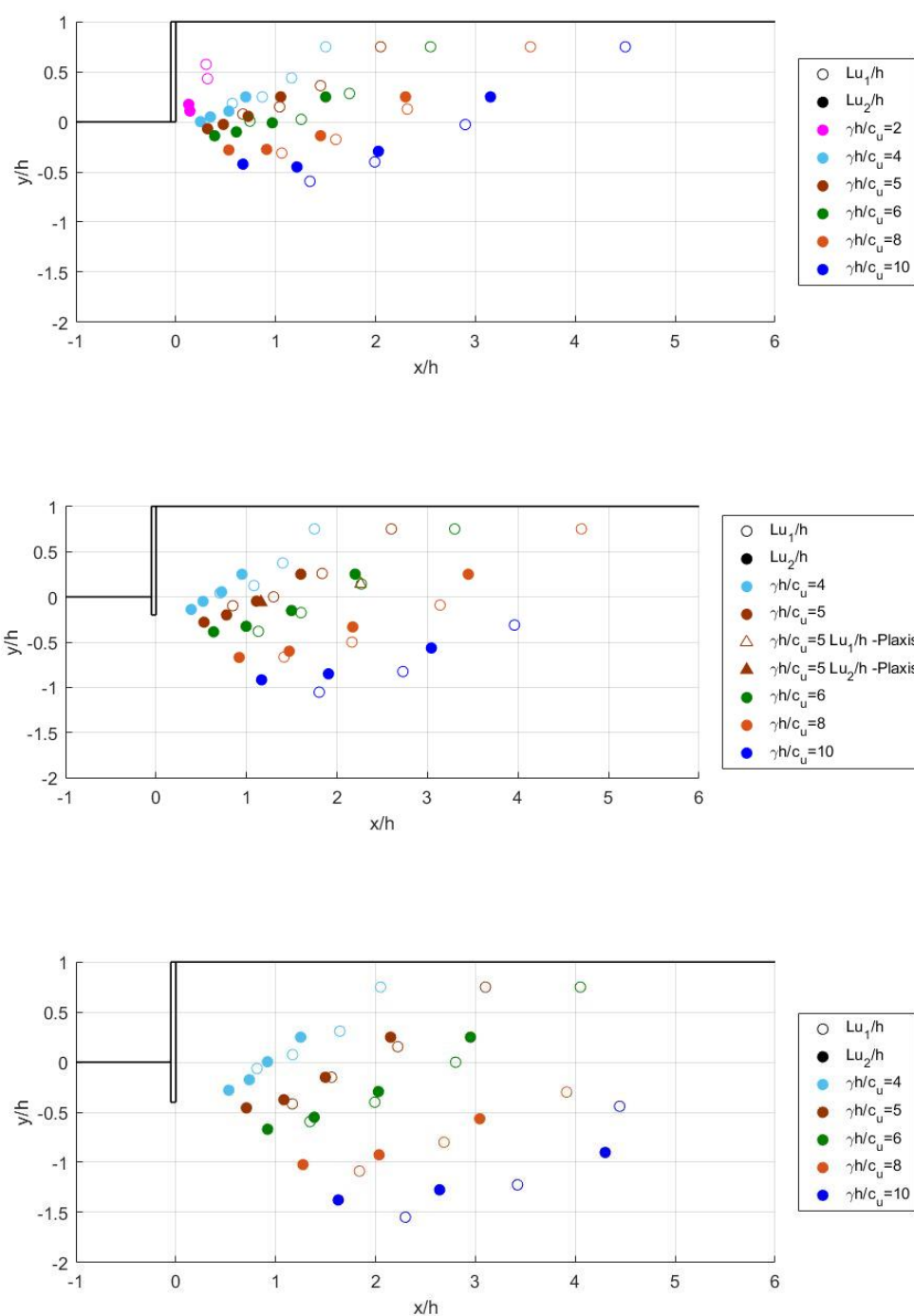


Figura 6.3 - Localização dos pontos médios da selagem considerando a resistência não drenada constante em profundidade, obtidos pelo critério de escolha definido no Subcapítulo 6.2 , para profundidades enterradas adimensionais de 0; 0,2 e 0,4.

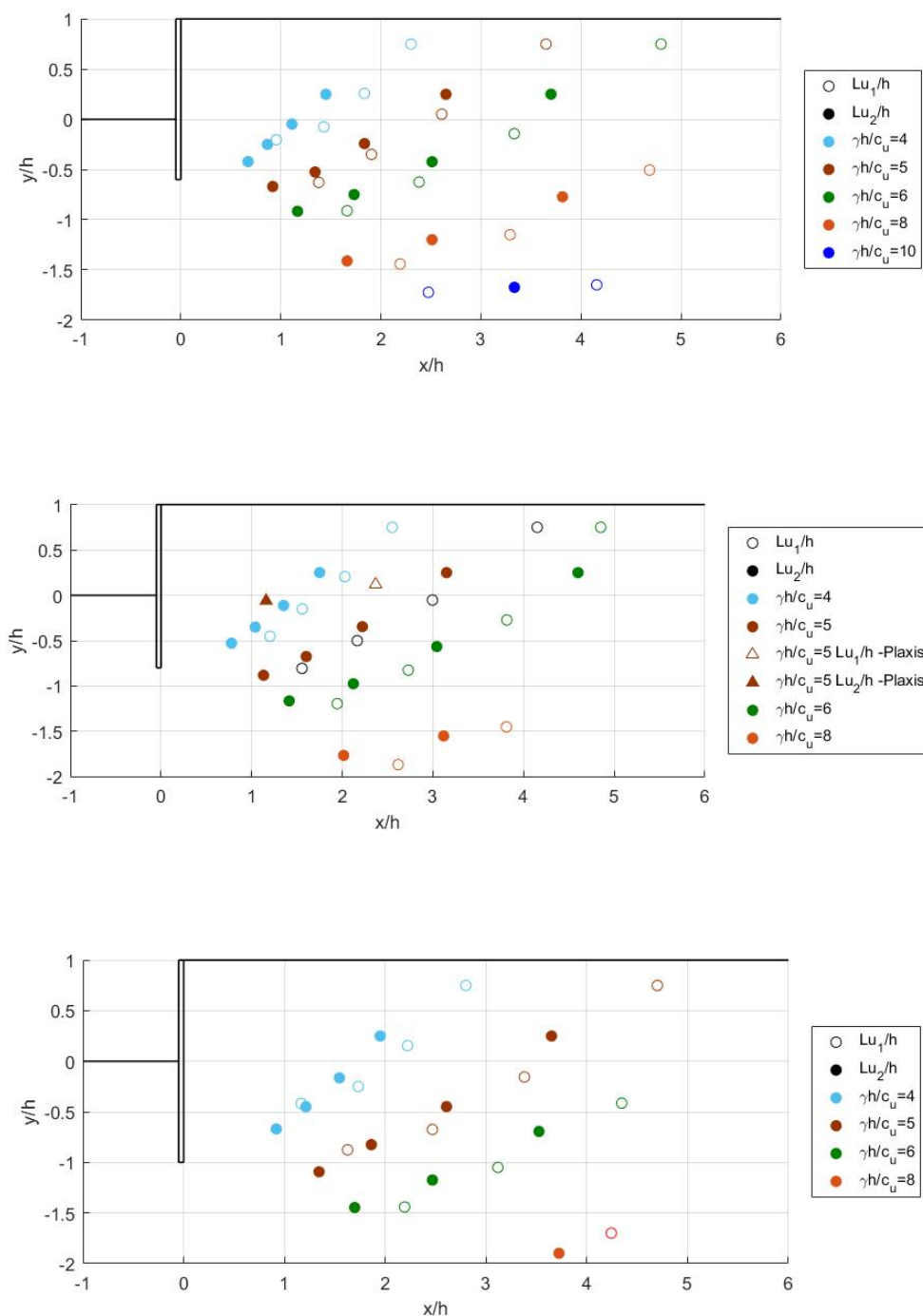


Figura 6.4 - Localização dos pontos médios da selagem considerando a resistência não drenada constante em profundidade, obtidos pelo critério de escolha definido no Subcapítulo 6.2, para profundidades enterradas adimensionais de 0,6; 0,8 e 1.

Marcam-se ainda os pontos obtidos num referencial cuja a origem são os pés das cortinas analisadas conforme se representa na Figura 6.5.

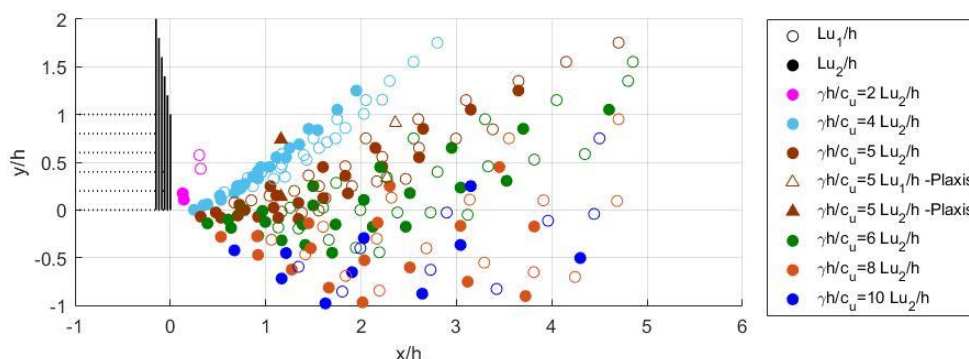


Figura 6.5 – Localização dos pontos médios da selagem agrupados considerando a resistência não drenada constante em profundidade, obtidos pelo critério de escolha definido no Subcapítulo 6.2 , para profundidades enterradas adimensionais de 0; 0,2 e 0,4; 0,6; 0,8 e 1.

A Figura 6.5 é de difícil interpretação, mas representações gráficas dos resultados agrupados pelo número de estabilidade (realizadas com o mesmo procedimento da Figura 6.5), disponíveis na Figura 6.6 e na Figura 6.7, mostram que a relação é razoavelmente linear e que os resultados se dispersam mais quanto maior for o número de estabilidade. Destaca-se aqui, como já foi referido anteriormente, que esta análise apenas considera o colapso global da cortina, não considerando outros problemas associados à estabilidade da escavação, como por exemplo a rotura de fundo, pelo que os resultados com números de estabilidade muito elevados podem não ser representativos do comprimento útil necessário para garantir a estabilidade da escavação.

Os resultados permitem, no entanto, ter uma indicação da zona na qual as selagens devem ser realizadas, como resultado da metodologia apresentada.



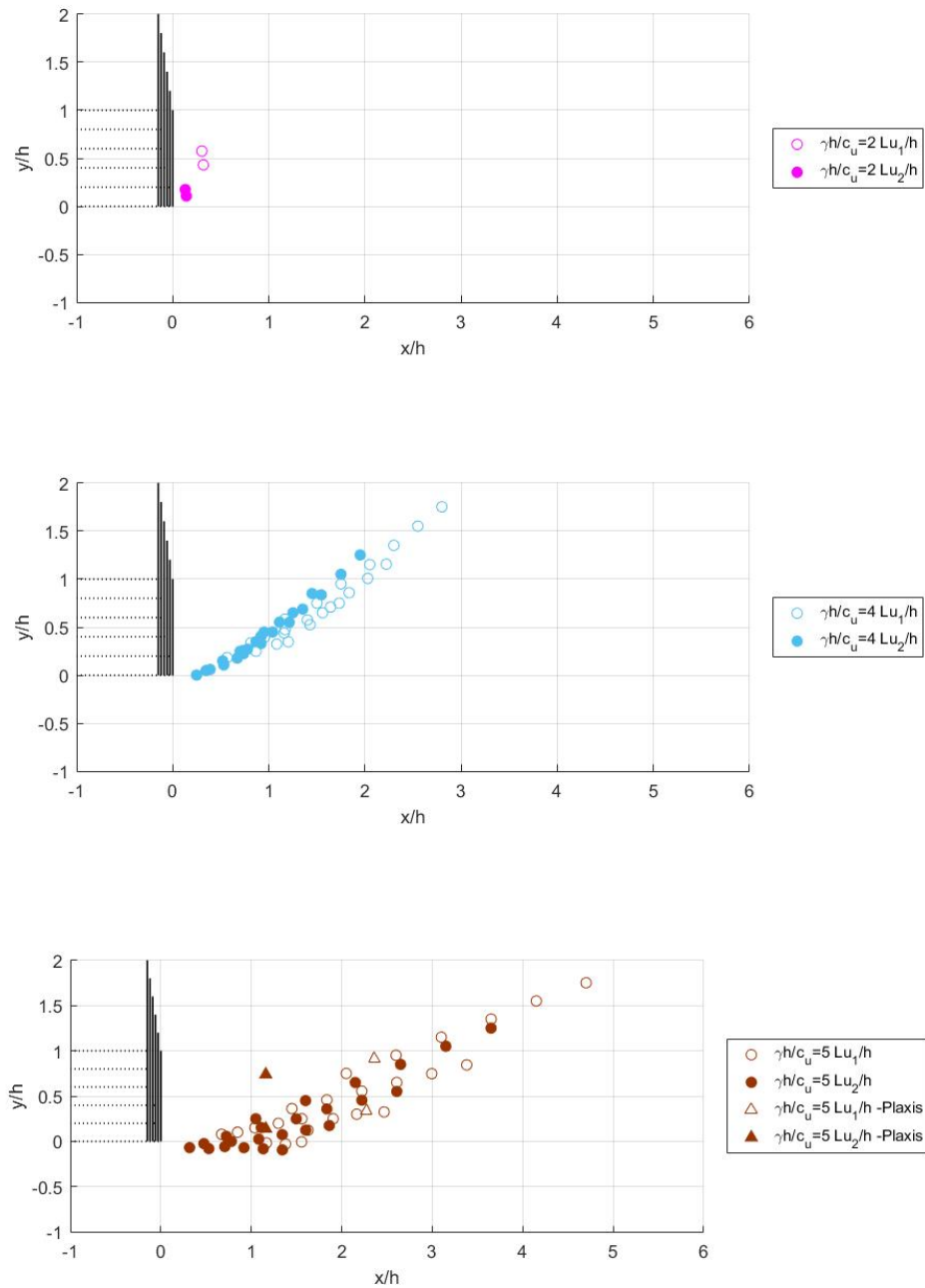


Figura 6.6 - Localização dos pontos médios da selagem agrupados pelo parâmetro considerando a resistência não drenada constante em profundidade, obtidos pelo critério de escolha definido no Subcapítulo 6.2, para os números de estabilidade de 2; 4 e 5

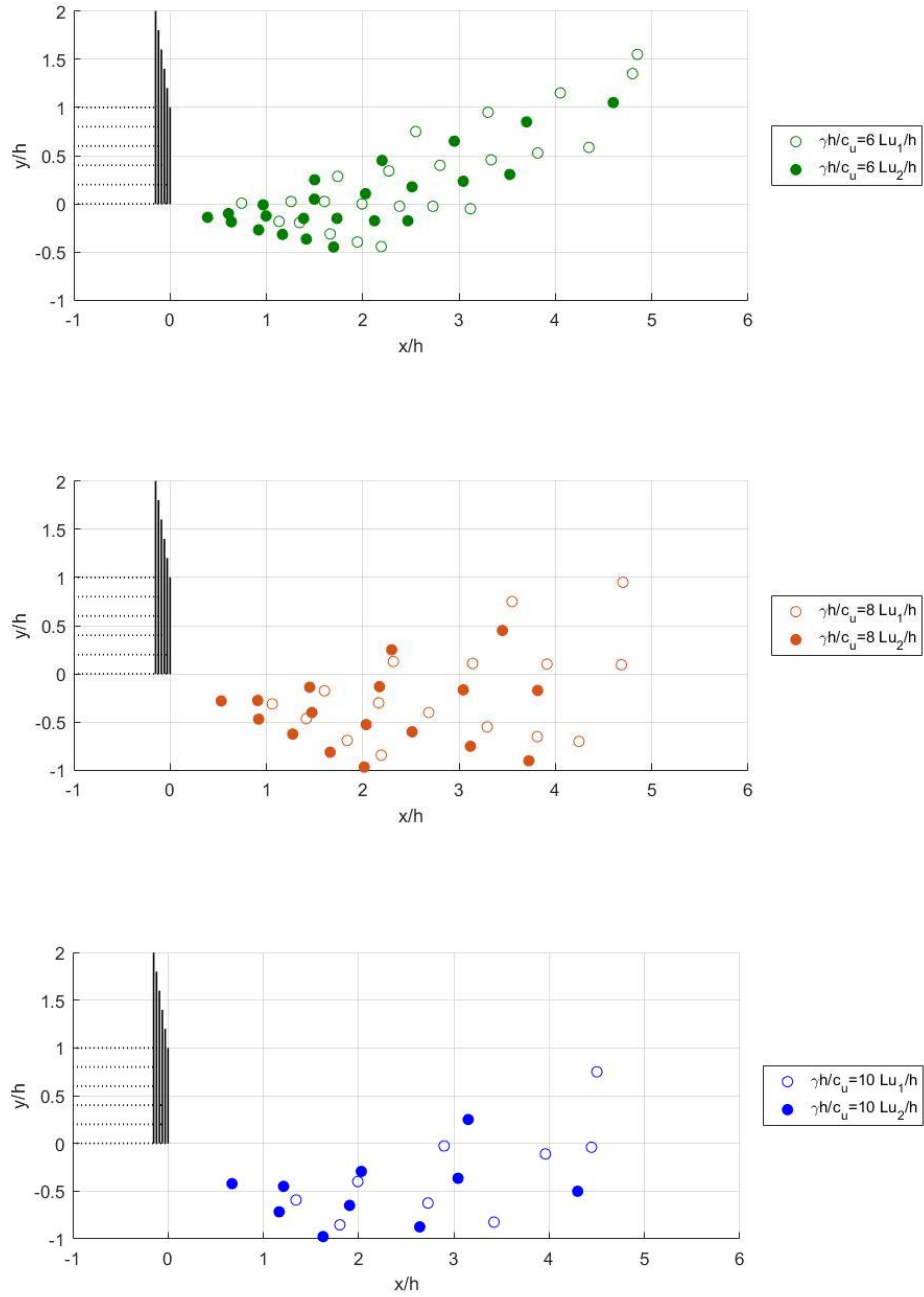


Figura 6.7 - Localização dos pontos médios da selagem agrupados pelo parâmetro considerando a resistência não drenada constante em profundidade, obtidos pelo critério de escolha definido no Subcapítulo 6.2, para os números de estabilidade de 6; 8 e 10

#### 6.4. Estudo de caso admitindo a resistência não drenada variável em profundidade

Tal como no subcapítulo anterior, aplica-se o critério definido em 6.2 para marcar um ponto P nos resultados obtidos a partir da variação dos parâmetros que se variaram no Subcapítulo 4.5:

- o parâmetro  $\frac{c_u}{\sigma'_v}$ , que se considera variar entre 0,10 e 0,40, com incrementos de 0,05;
- o valor da profundidade enterrada adimensionalizada,  $\frac{f}{h}$ , que se considera variar entre 0 e 1, com incrementos de 0,2;
- o ângulo de inclinação das ancoragens da cortina,  $\theta$ , que se considera variar entre 0° e 45°, com incrementos de 15°.

Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- a profundidade adimensionalizada da primeira ancoragem,  $\frac{a_1}{h}$ , admitida igual a 0,25;
- a profundidade adimensionalizada da segunda ancoragem,  $\frac{a_2}{h}$ , admitida igual a 0,75;
- o fator do diagrama de pré-esforço nas ancoragens,  $\beta$ ; admitido igual a 0,3.

Surge aqui a necessidade, para que seja realizada uma comparação dos resultados independentemente da dimensão da profundidade enterrada, de marcar os pontos médios dos comprimentos de selagem nos referenciais representativos da geometria da escavação em função de  $c_u/\sigma'_v$ . Para que os resultados numéricos sejam incluídos nesta análise, foram construídas isolinhas (representadas na Figura 6.8 para  $f/h = 0,2$  e Figura 6.9 para  $f/h = 0,8$ ), a partir da Figura 5.11 e da Figura 5.12 utilizando o procedimento descrito no Subcapítulo 5.3.

Tal como realizado para o subcapítulo anterior, marcam-se os pontos obtidos em referenciais que simbolizam a geometria da escavação, e tendo como origem a profundidade da escavação resultando a Figura 6.10 e a Figura 6.11.

Pela análise destes resultados, pode-se observar que, à semelhança dos resultados considerando a resistência não drenada constante em profundidade, os pontos (que simbolizam o ponto médio do comprimento de selagem) alinham-se razoavelmente em função do parâmetro  $c_u/\sigma'_v$ .

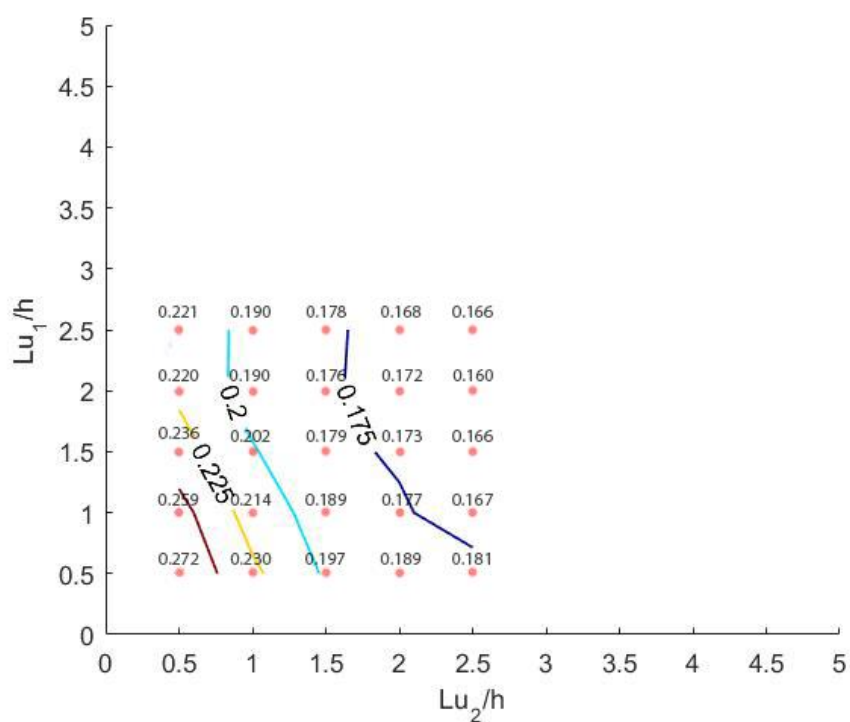


Figura 6.8 - Isolinhas de  $c_u/\sigma'_v$ , admitindo  $f/h = 0,2$

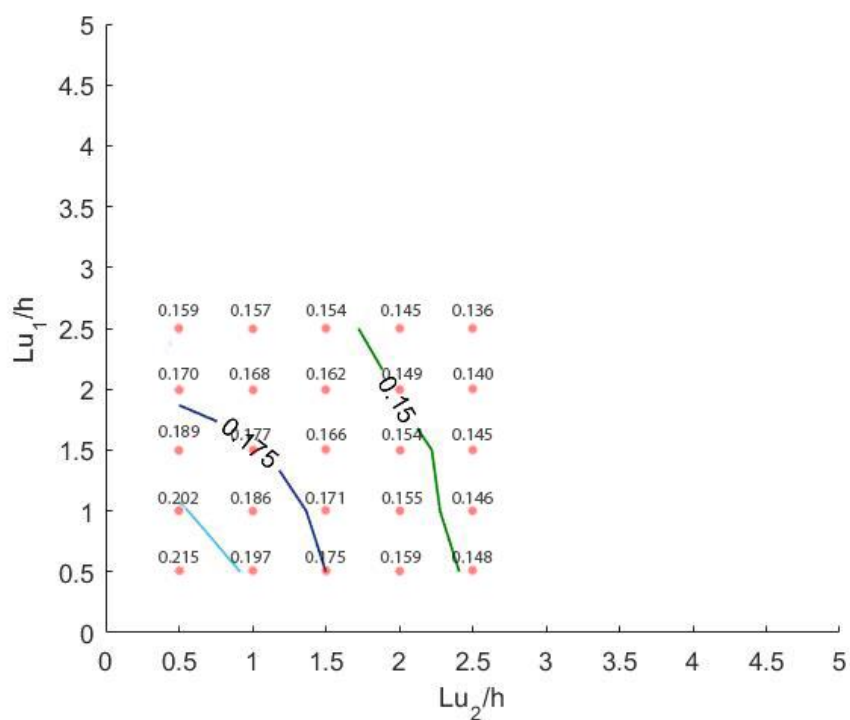


Figura 6.9 - Isolinhas de  $c_u/\sigma'_v$ , admitindo  $f/h=0,8$

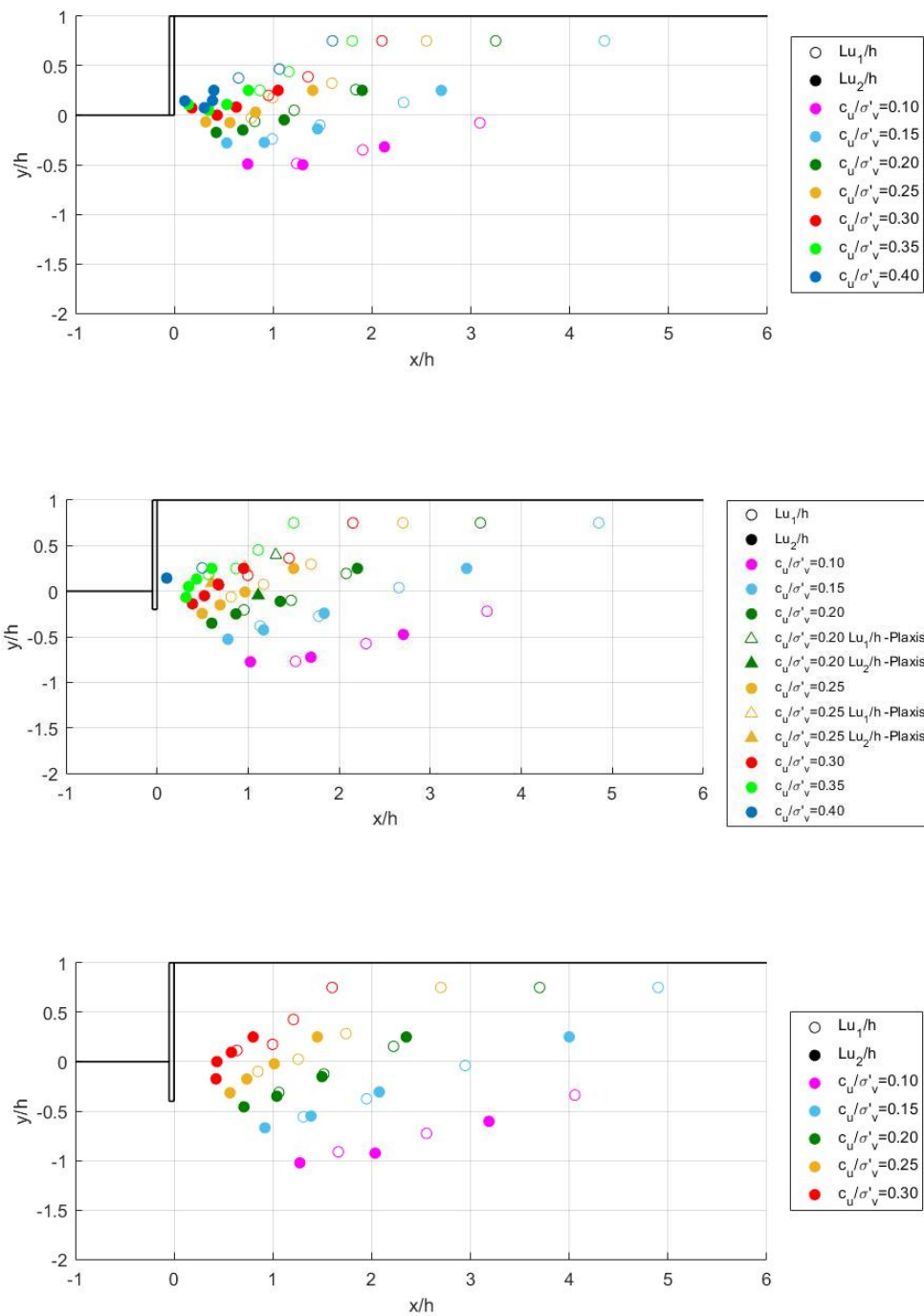


Figura 6.10 - Localização dos pontos médios da selagem considerando a resistência não drenada variável em profundidade, obtidos pelo critério de escolha definido no Subcapítulo 6.2, para profundidades enterradas adimensionais de 0; 0,2 e 0,4.

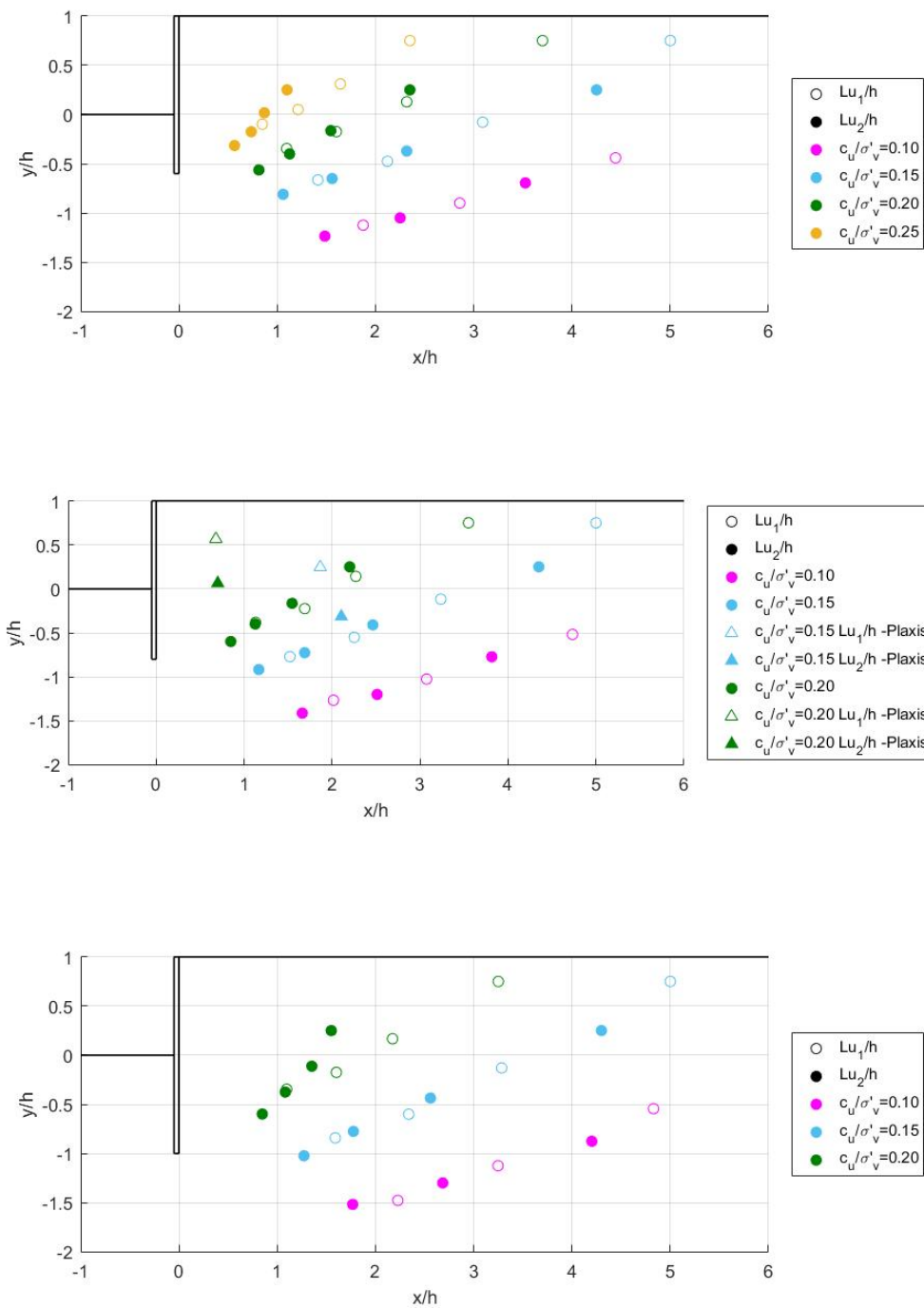


Figura 6.11 - Localização dos pontos médios da selagem considerando a resistência não drenada variável em profundidade, obtidos pelo critério de escolha definido no Subcapítulo 6.2, para profundidades enterradas adimensionais de 0,6; 0,8 e 1,0.

Constrói-se tal como no subcapítulo anterior, a representação gráfica (Figura 6.12) de todos os resultados obtidos marcados num referencial representativo da geometria da escavação, com origem na base da cortina.

Analisando estes resultados tem-se que, na maioria dos casos, que os resultados obtidos não se relacionam entre si, à exceção dos resultados obtidos quando  $c_u/\sigma'_v = 0,10$ .

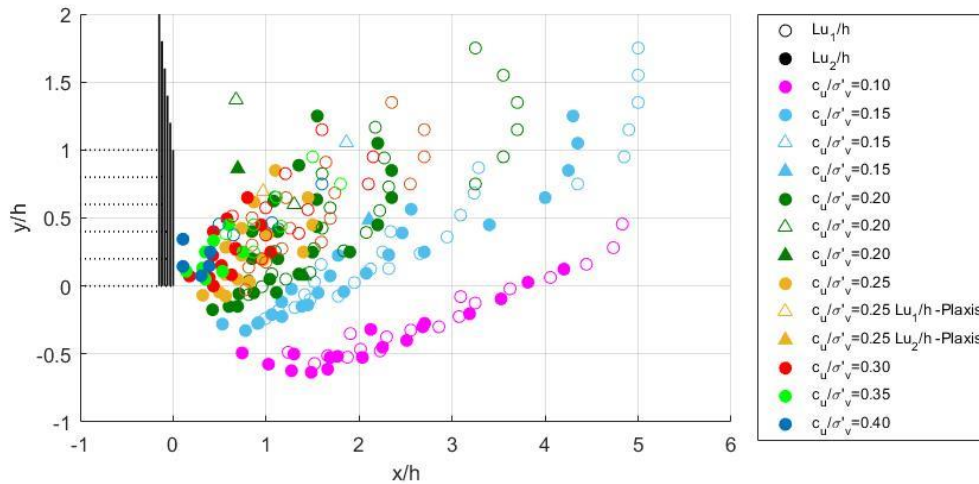


Figura 6.12 – Localização dos pontos médios da selagem agrupados considerando a resistência não drenada variável em profundidade, obtidos pelo critério de escolha definido no Subcapítulo 6.2 , para profundidades enterradas adimensionais de 0; 0,2 e 0,4; 0,6; 0,8 e 1.





## Capítulo 7

# Considerações finais

### 7.1. Conclusões

O estudo realizado permite chegar às seguintes conclusões, relativas ao método de Broms, aplicado a condições não drenadas:

- Quando se considera uma resistência constante em profundidade, a redução do número de estabilidade, a redução da profundidade enterrada da cortina, e, geralmente, o aumento da inclinação das ancoragens, são favoráveis à estabilidade da cortina, levando a que sejam necessários menores comprimentos de ancoragem para que seja verificada a estabilidade;
- Quando se considera uma resistência variável em profundidade, a redução do parâmetro  $c_u/\sigma'_v$  é desfavorável à estabilidade da cortina.

Para valores pequenos de  $c_u/\sigma'_v$ , o aumento da profundidade enterrada é desfavorável à estabilidade da cortina. No entanto, para valores entre 0,2 e 0,3; existe uma profundidade enterrada, que é a mais desfavorável, sendo que, para profundidades enterradas inferiores ou superiores a esta, levam a que sejam necessários menores comprimentos de ancoragem. Para valores de  $c_u/\sigma'_v$  superiores a 0,3, o aumento da ficha é sempre favorável à estabilidade da cortina.

Para valores de  $c_u/\sigma'_v$  inferiores ou iguais a 0,15, o aumento da inclinação das ancoragens é sempre favorável à estabilidade da cortina. Para valores de  $c_u/\sigma'_v$  superiores ou iguais a 0,2; verifica-se que passa a não ser necessária uma das ancoragens para verificar a estabilidade, levando a que para certos comprimentos de ancoragem, o aumento da inclinação destas não seja favorável à estabilidade.

Após uma comparação com as soluções obtidas para o problema, por elementos finitos, tem-se que:

- Considerando a resistência não drenada constante em profundidade, o método de Broms é insuficiente para prever o colapso deste tipo de cortinas, pois os mecanismos de rotura obtidos por elementos finitos são na maioria dos casos diferentes daqueles considerados pelo método de Broms, isto é, numericamente são obtidos dois tipos de mecanismos de colapso que diferem um pouco dos considerados pelo método de Broms: quando os comprimentos de ancoragem são pequenos obtém-se um mecanismo semelhante ao considerado pelo método de Broms, que passa pelo pé da cortina, mas para maiores comprimentos de ancoragem obtém-se um mecanismo que deixa de passar pelo pé da cortina, sendo definido apenas pelo comprimento das ancoragens. Observa-se assim que ambos os métodos chegam a resultados diferentes.
- Quando se considera a resistência não drenada variável em profundidade, os mecanismos de rotura obtidos por elementos finitos são semelhantes àqueles considerados pelo método de Broms. No entanto, as soluções obtidas por ambos os métodos não são exatamente iguais, sendo o método de Broms, geralmente, mais conservativo.

Caso seja adotado um critério de escolha semelhante ao critério apresentado na Figura 6.2, podemos observar que:

- Caso seja considerada uma resistência não drenada constante em profundidade, as várias localizações do ponto médio das selagens da cortina agrupam-se pelo número de estabilidade (considerando a mesma profundidade enterrada ou não), numa relação razoavelmente linear. Existe uma maior dispersão de resultados (e consequentemente a perda da relação linear), quanto maior for o número de estabilidade da escavação.
- Caso seja considerada uma resistência não drenada variável em profundidade, observa-se que os pontos médios da selagem agrupam-se, para a mesma profundidade enterrada, em função do parâmetro  $c_u/\sigma'_v$ , numa relação razoavelmente linear. Caso sejam consideradas diferentes profundidades enterradas não existe qualquer relação entre a localização dos pontos médios da selagem.

## 7.2. Desenvolvimentos futuros

De modo dar continuidade aos estudos, no âmbito da temática aqui apresentada, propõe-se, a realização de uma análise semelhante aquela aqui realizada, para solos que possuam uma resistência não drenada variável em profundidade, considerando também uma resistência não drenada inicial, visto que este caso não foi abordado nesta dissertação. Propõe-se ainda a realização de mais cálculos com elementos finitos, para que a solução obtida por este método, para mais combinações de parâmetros, seja determinada. Por fim, recomenda-se um estudo mais detalhado acerca dos mecanismos de colapso obtidos numericamente, considerando a resistência não drenada constante em profundidade, de modo a compreender quais as forças e fenômenos que os condicionam.



# Bibliografia

- Broms, B.B., 1988. Design and Construction of Anchored and Strutted Sheet Pile Walls in Soft Clay. *International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*, Paper 20, pp.1515–1550.
- Broms, B.B., 1968. Swedish tie-back system for sheet pile walls. Em *3rd Budapest Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*. Budapest, pp. 391–403.
- Clayton, C.R.I., Woods, R.I., Bond, A.J. & Milititsky, J., 2013. *Earth Pressure and Earth-Retaining Structures* 3º Edition., Taylor & Francis.
- Fang, H.-Y., 1991. *Foundation Engineering Handbook* 2º Edition., Springer US.
- Guerra, N.M.C., Josefino, C.M.S. & Antão, A.N., 2016. Overall stability of anchored retaining walls: revisiting Brom's method M. Lisyuk, V. Ulitsky, & D. Choudhury, eds. *Proceedings of two Seminars of TC207 ISSMGE in Edinburgh and Pune in 2015.*, pp.25–32.
- Jelinek, R. & Ostermayer, H., 1967. Zur Berechnung von Fangedammen und Verankerten Stutzwanden. Em *Die Bautechnik*. (Obra não consultada diretamente)
- Josefino, C.M.S., Guerra, N.M.C. & Antão, A.N., 2014. Reapreciação dos métodos de Kranz e de Broms aplicados a cortinas mono-apoiadas: resultados preliminares (Review of Kranz's and Broms' methods applied to single anchored walls: preliminary results). *14º Congresso Nacional de Geotecnia*.
- Kranz, E., 1953. *Über Verankerung von Spundwänden*, Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn. (Obra não consultada diretamente)
- Littlejohn, G.S., 1970. Soil anchors. Em *Conference on Ground Engineering*. London: Institution of Civil Engineers, pp. 33–44. (Obra não consultada diretamente)
- Matos Fernandes, M.A. de, 1983. *Estruturas flexíveis para suporte de terras: Novos métodos*

- de dimensionamento*. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- More, J.Z.P., 2003. *Análise Numérica do Comportamento de Cortinas Atirantadas em Solos*. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.
- Ranke, A. & Ostermayer, H., 1968. Beitrag zur Stabilitätsuntersuchung Mehrfach Verankerter Baugrubenumschlie. Em *Die Bautechnik*. (Obra não consultada diretamente)
- Terzaghi, K. & Peck, R.B., 1967. *Soil Mechanics in Engineering Practice. Second Edition* John Wiley., New York. (Obra não consultada diretamente)
- Wood, D.M., 1990. *Soil Behaviour and Critical State Soil Mechanics* 1º Edition., Cambridge University Press.

# Anexo A

Neste anexo encontram-se os resultados completos, das análises paramétricas apresentadas no Capítulo 3.

## A.1. Análise paramétrica realizada ao número de estabilidade

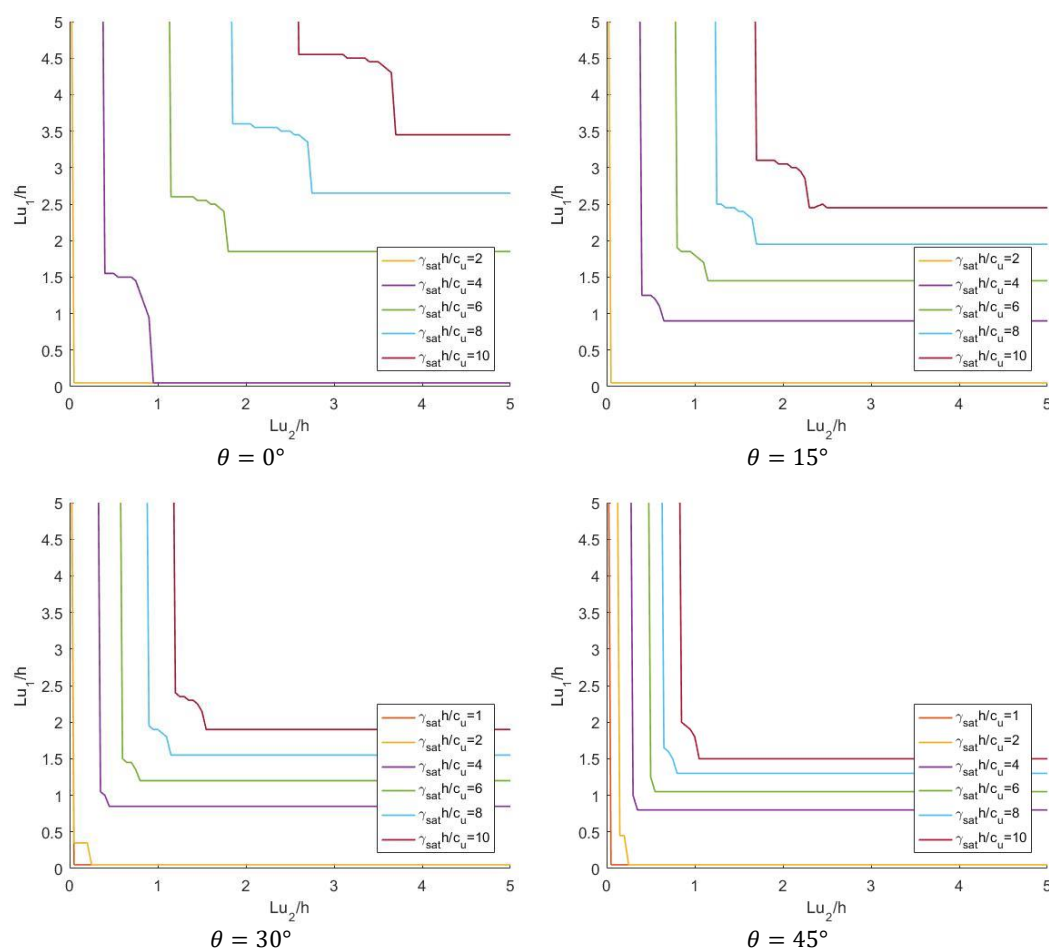


Figura A.1 - Resultados da análise paramétrica ao número de estabilidade admitindo  $f/h=0,0$

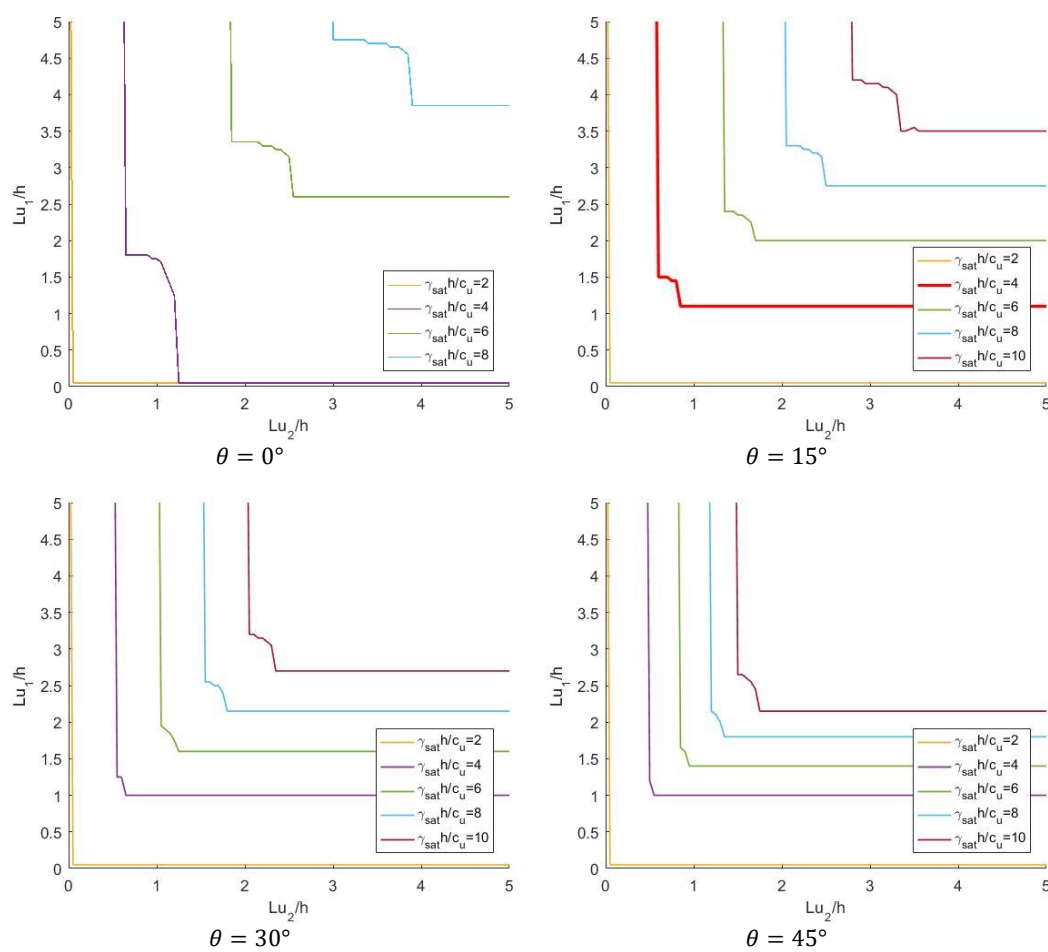


Figura A.2 - Resultados da análise paramétrica ao número de estabilidade admitindo  $f/h=0,2$



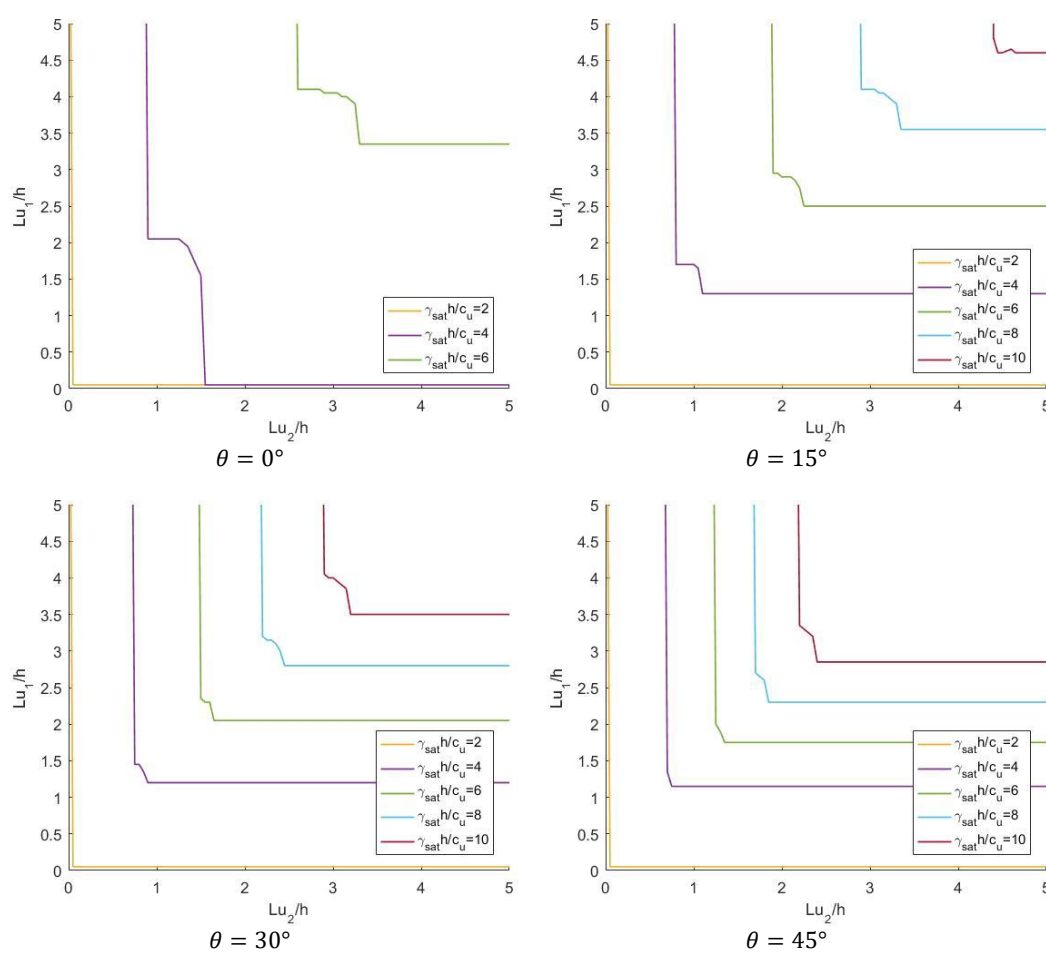


Figura A.3 - Resultados da análise paramétrica ao número de estabilidade admitindo  $f/h=0,4$

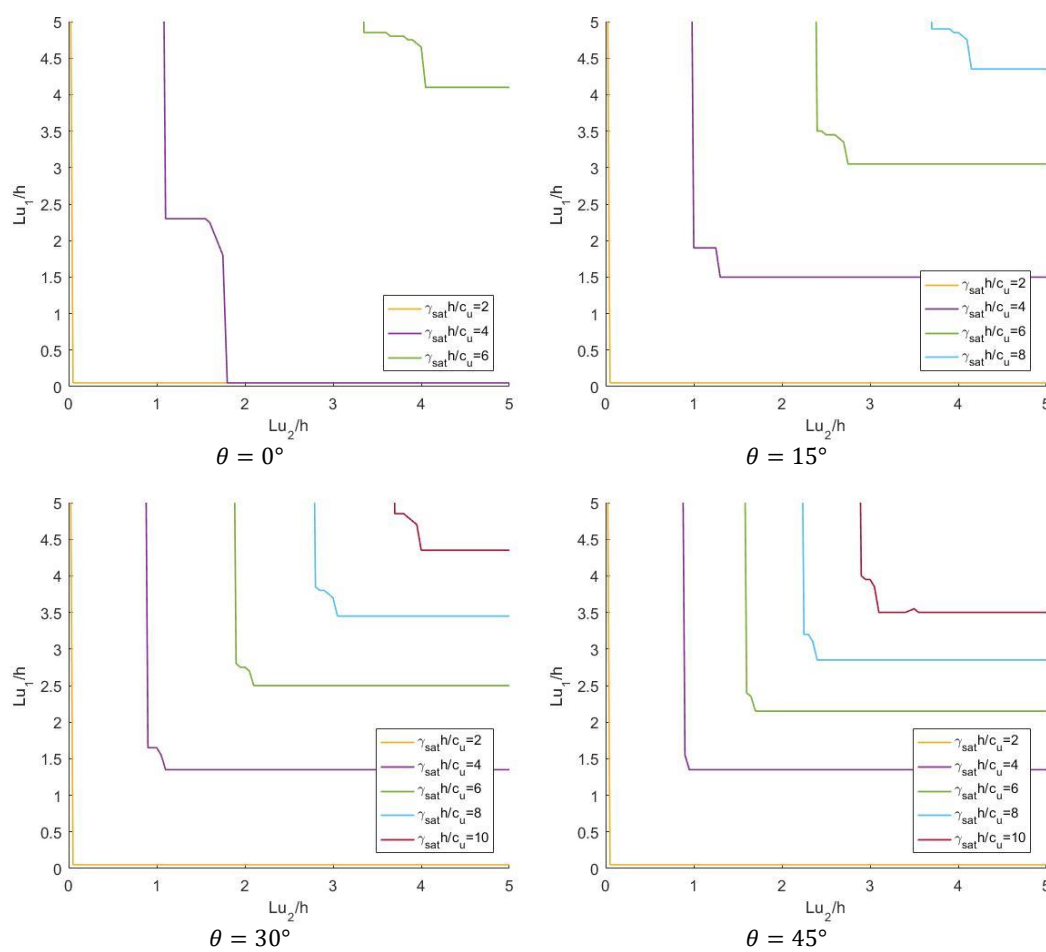


Figura A.4 - Resultados da análise paramétrica ao número de estabilidade admitindo  $f/h=0,6$

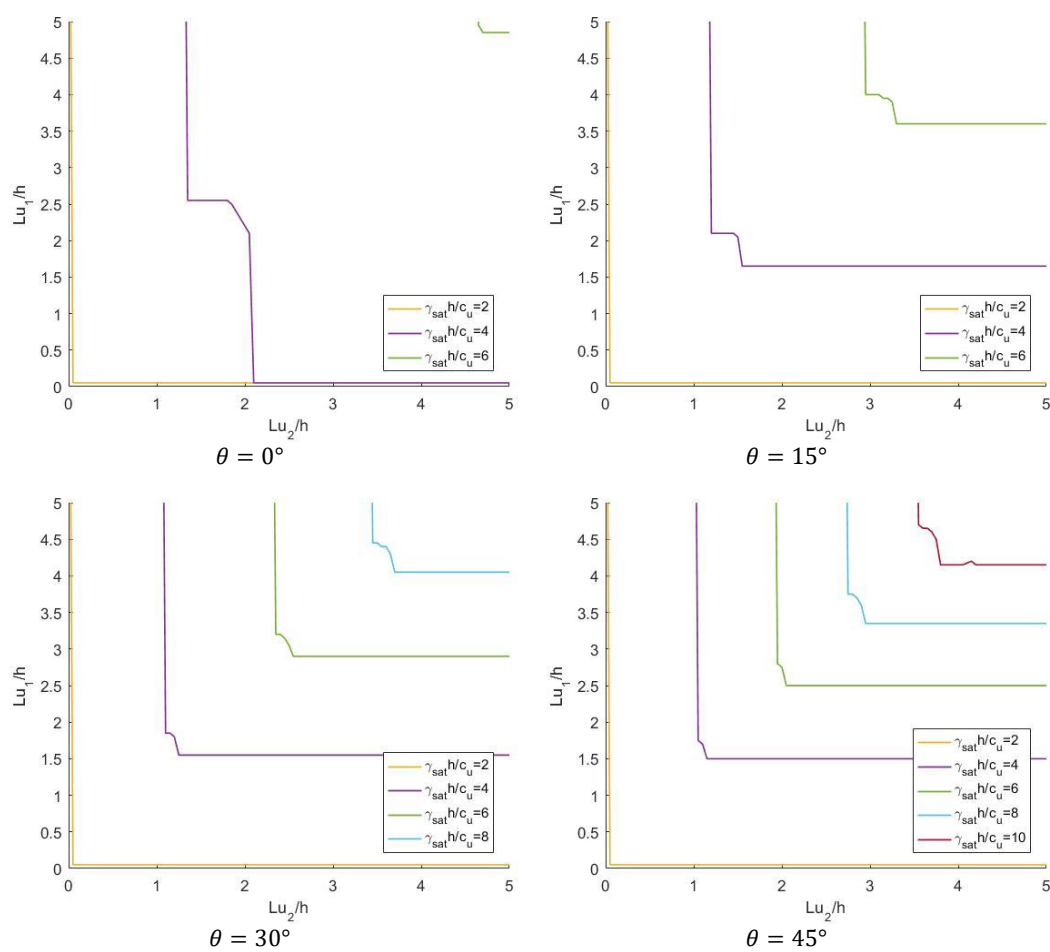


Figura A.5 - Resultados da análise paramétrica ao número de estabilidade admitindo  $f/h=0,8$

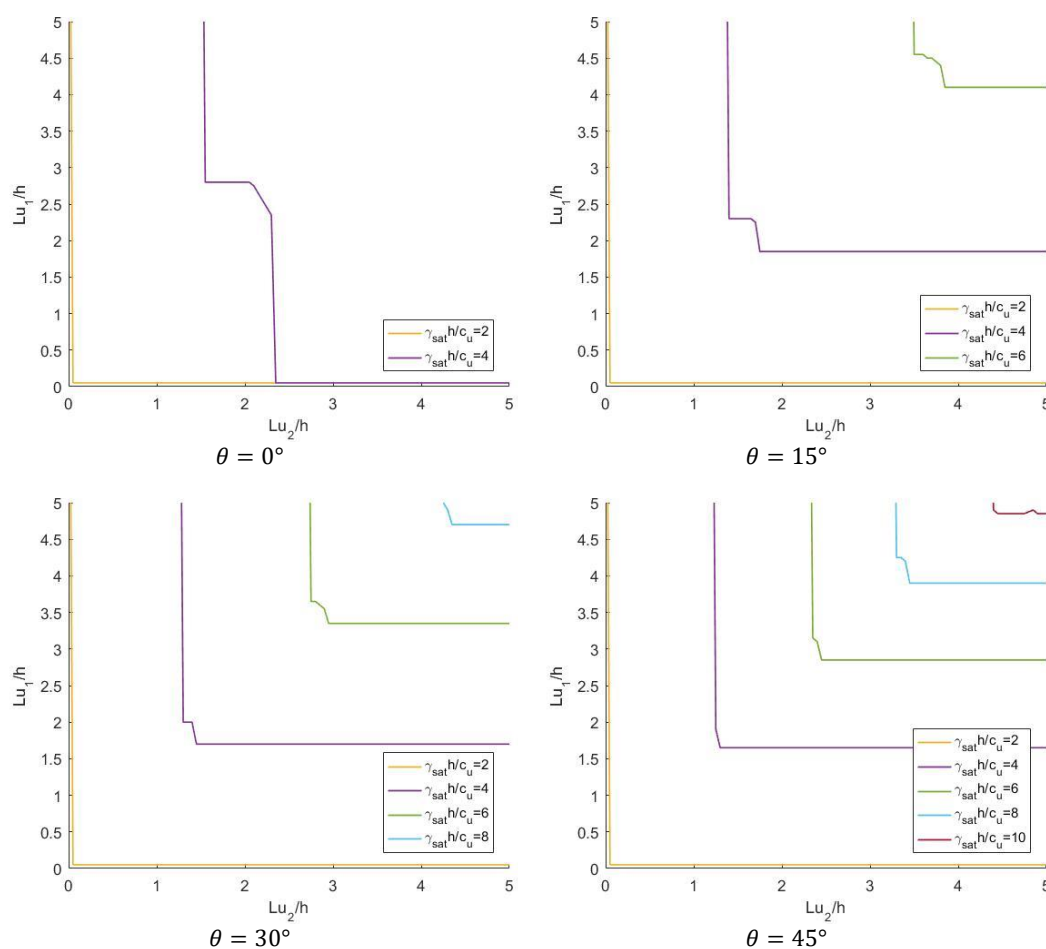


Figura A.6 - Resultados da análise paramétrica ao número de estabilidade admitindo  $f/h=1,0$

## A.2. Análise paramétrica realizada à profundidade enterrada da cortina

Os gráficos em que o número de estabilidade é menor ou igual à unidade não foram incluídos neste subcapítulo, pois a estabilidade da cortina é sempre verificada para qualquer comprimento útil de ancoragem, para qualquer profundidade enterrada adimensionalizada e para qualquer inclinação das ancoragens.

Os gráficos em que o número de estabilidade é igual a dois e os ângulos de inclinação das ancoragens são de  $15^\circ$  e  $30^\circ$  não foram incluídos pela mesma razão.

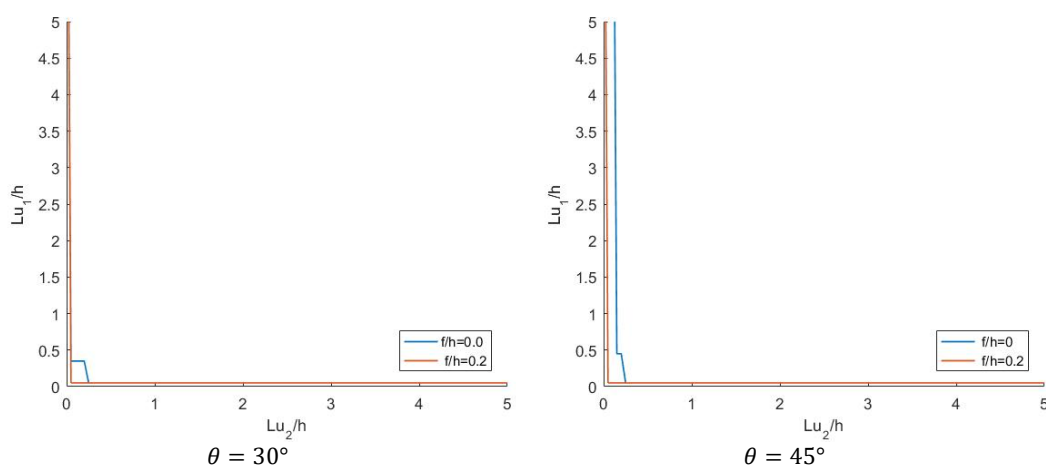


Figura A.7 - Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=2$

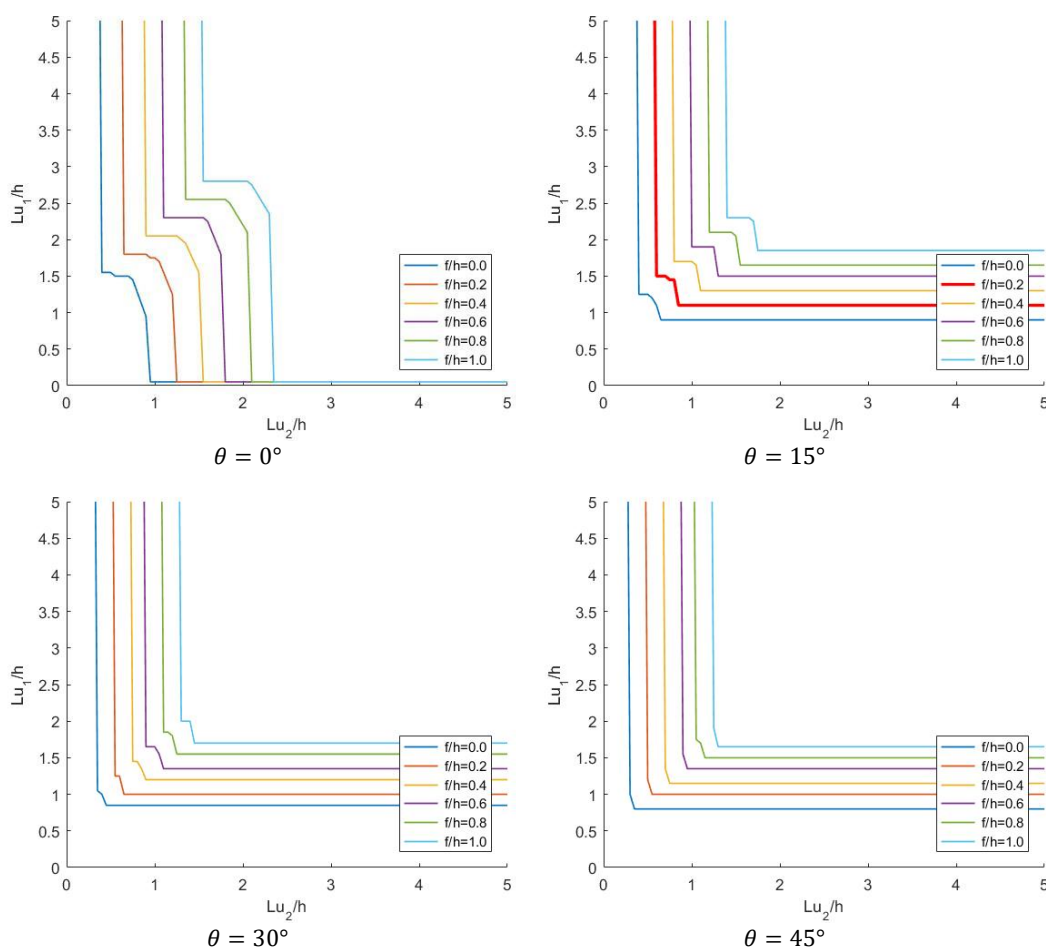


Figura A.8 - Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=4$

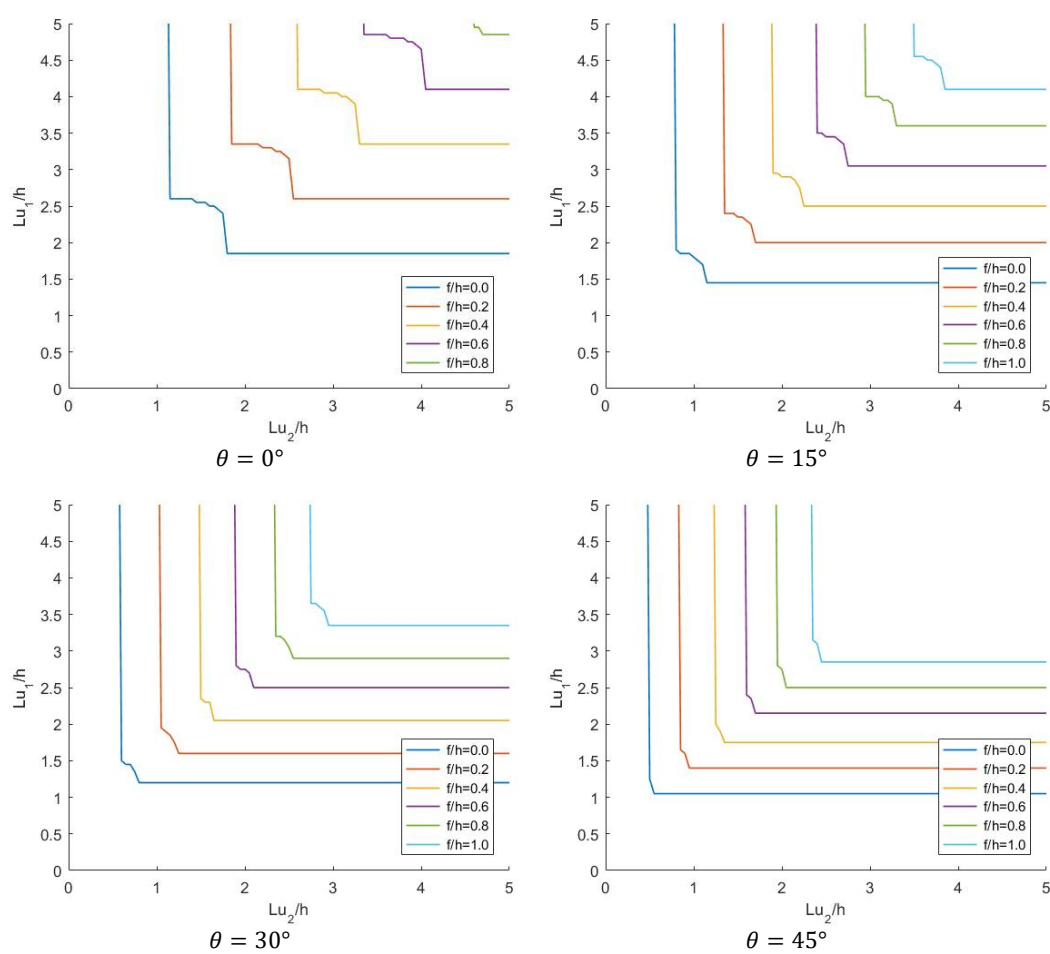


Figura A.9 - Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=6$

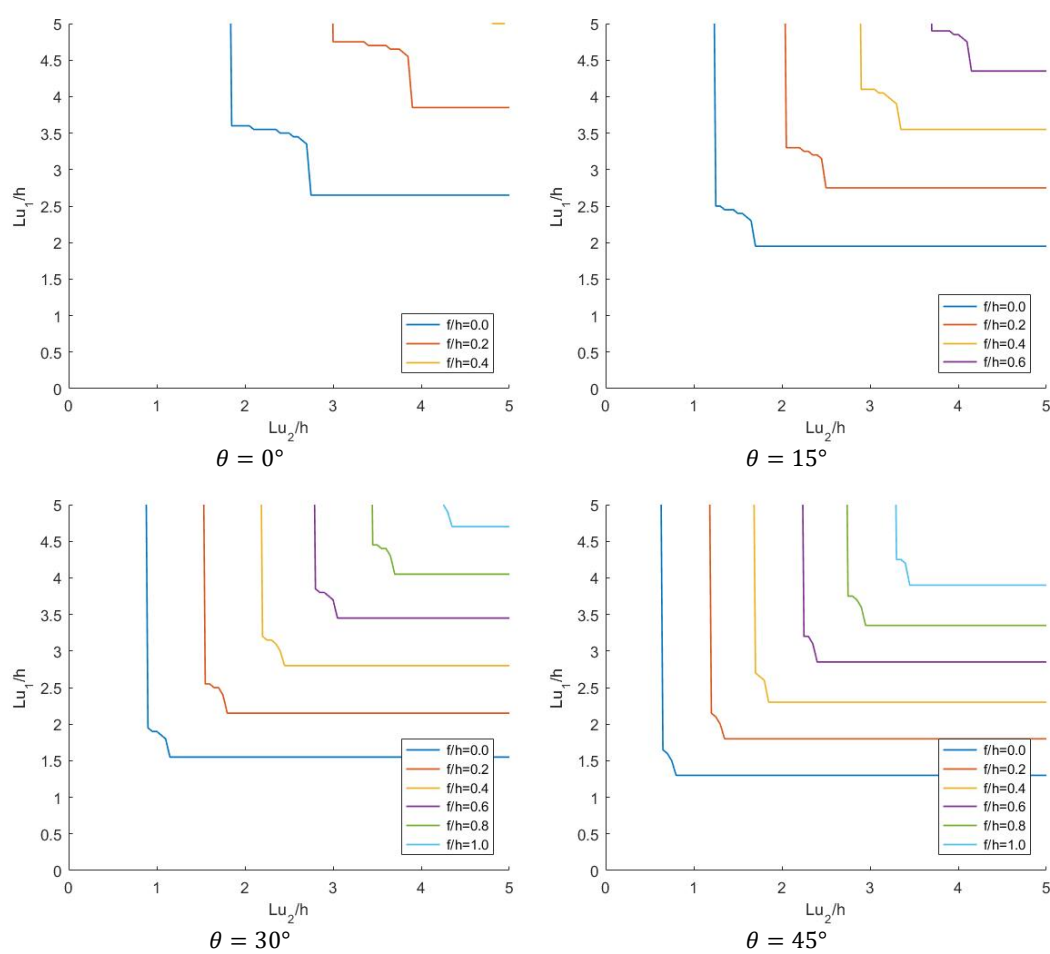


Figura A.10 - Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=8$

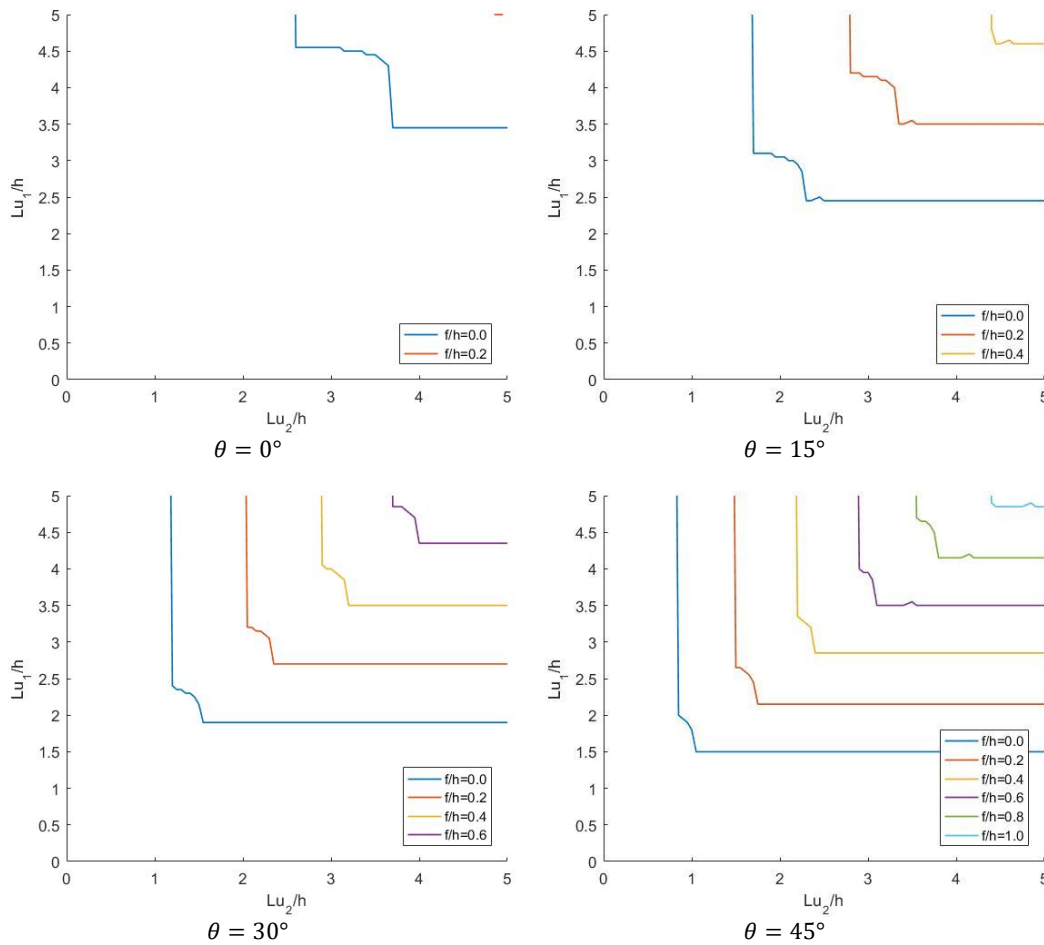


Figura A.11 - Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=10$

### A.3. Análise paramétrica realizada ao ângulo de inclinação das ancoragens

Os gráficos em que o número de estabilidade é menor ou igual a um não foram incluídos neste subcapítulo, pois a estabilidade da cortina é sempre verificada para qualquer comprimento útil de ancoragem, para qualquer profundidade enterrada adimensionalizada e para qualquer inclinação das ancoragens.

Os gráficos em que o número de estabilidade é igual a dois e a profundidade enterrada adimensionalizada da cortina é superior ou igual a 0.2 também não são apresentados pela mesma razão anteriormente referida.



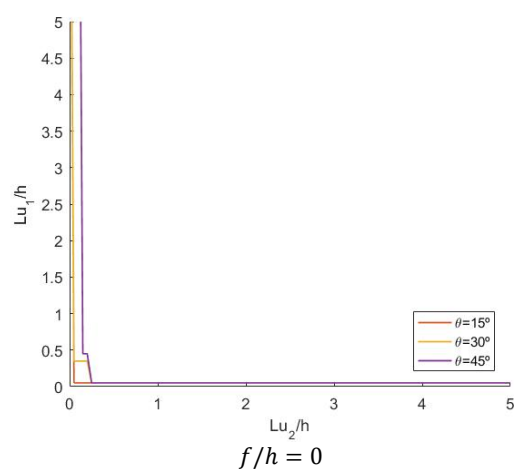


Figura A.12 - Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=2$

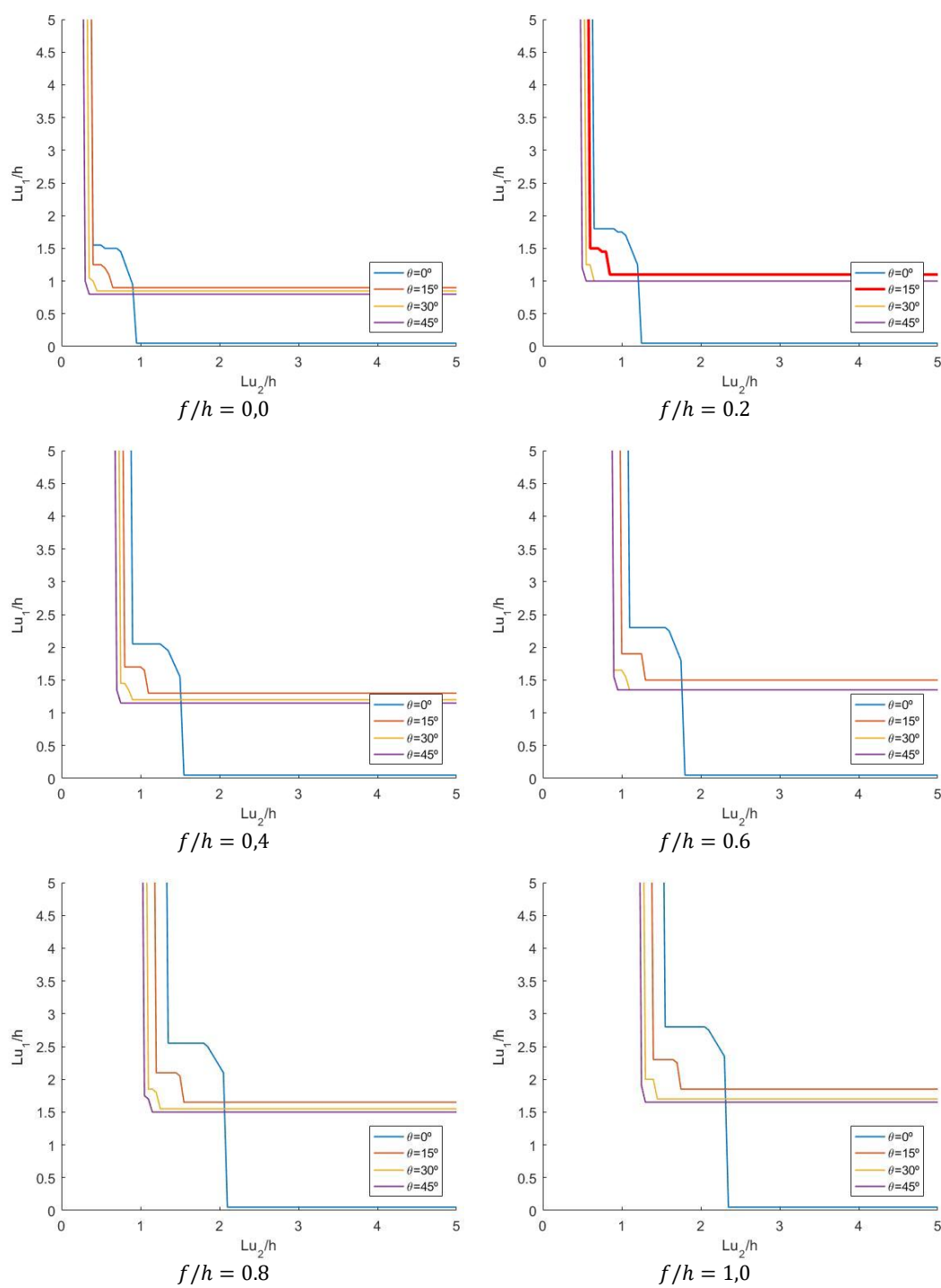


Figura A.13 - Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=4$

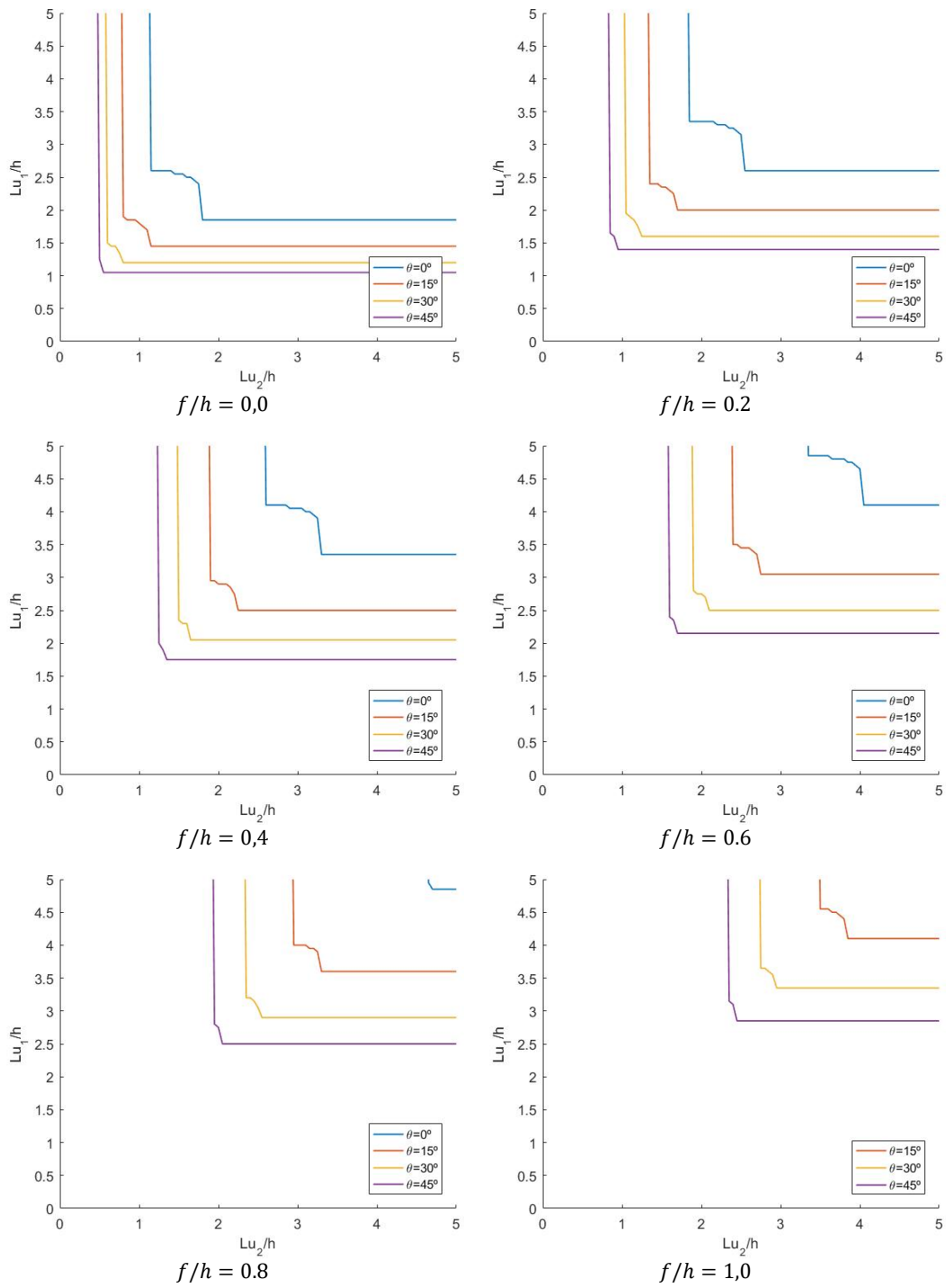


Figura A.14 - Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=6$

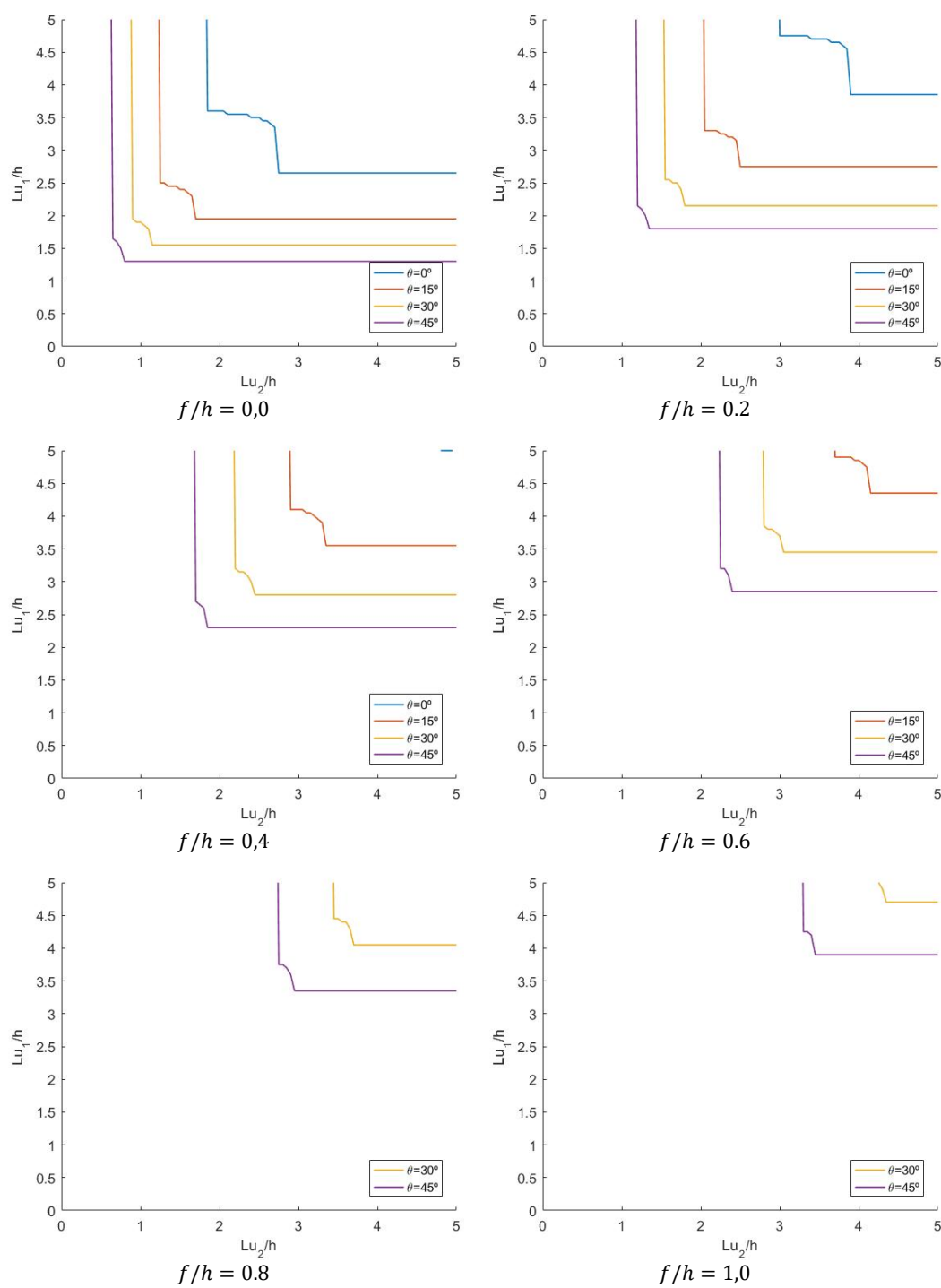


Figura A.15 - Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=8$

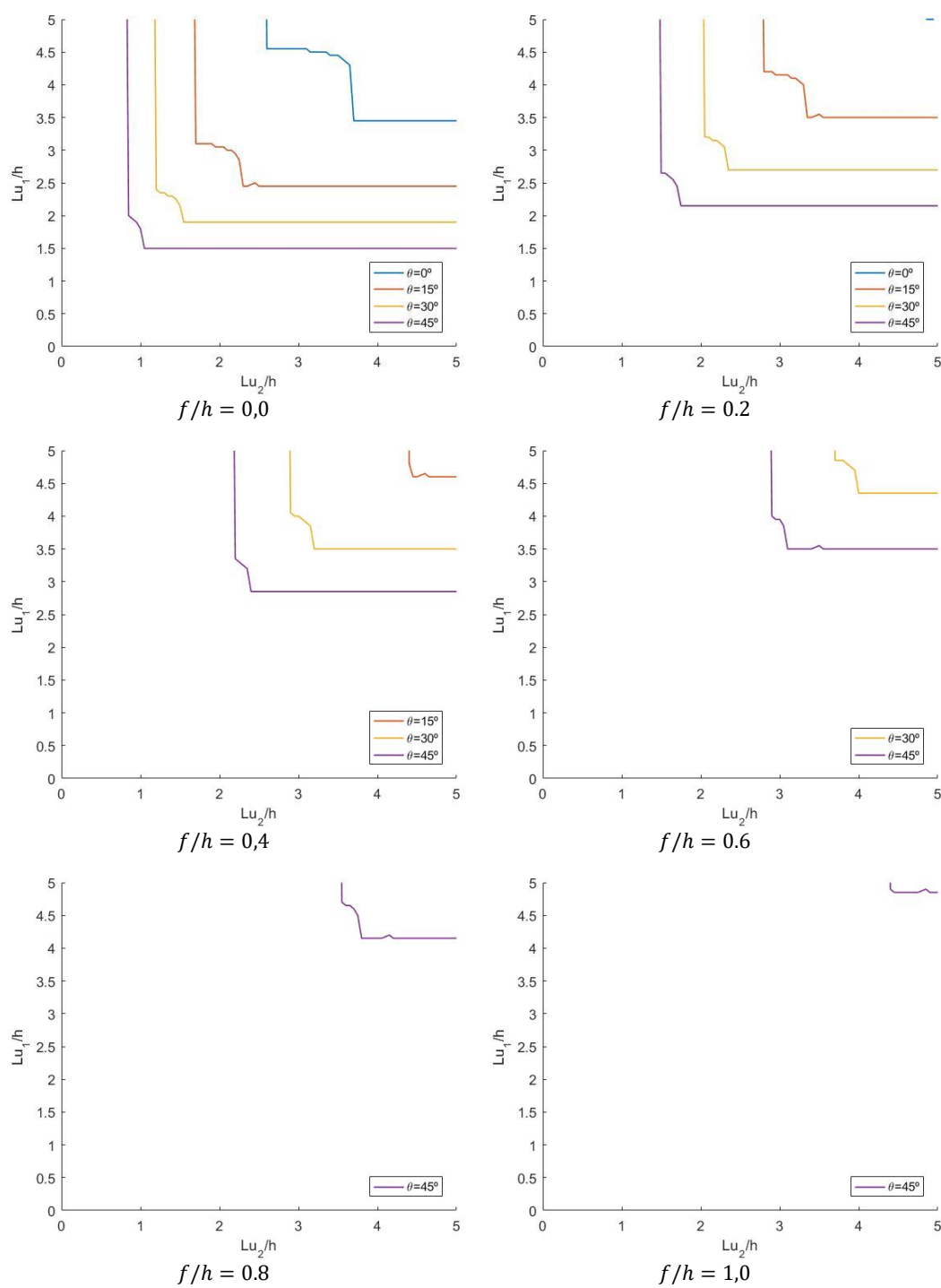


Figura A.16 - Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $\gamma_{sat}h/c_u=10$



# Anexo B

Neste anexo encontram-se os resultados completos, das análises paramétricas apresentadas no capítulo 4.

## B.1 Análise paramétrica realizada ao parâmetro $c_u/\sigma'_v$

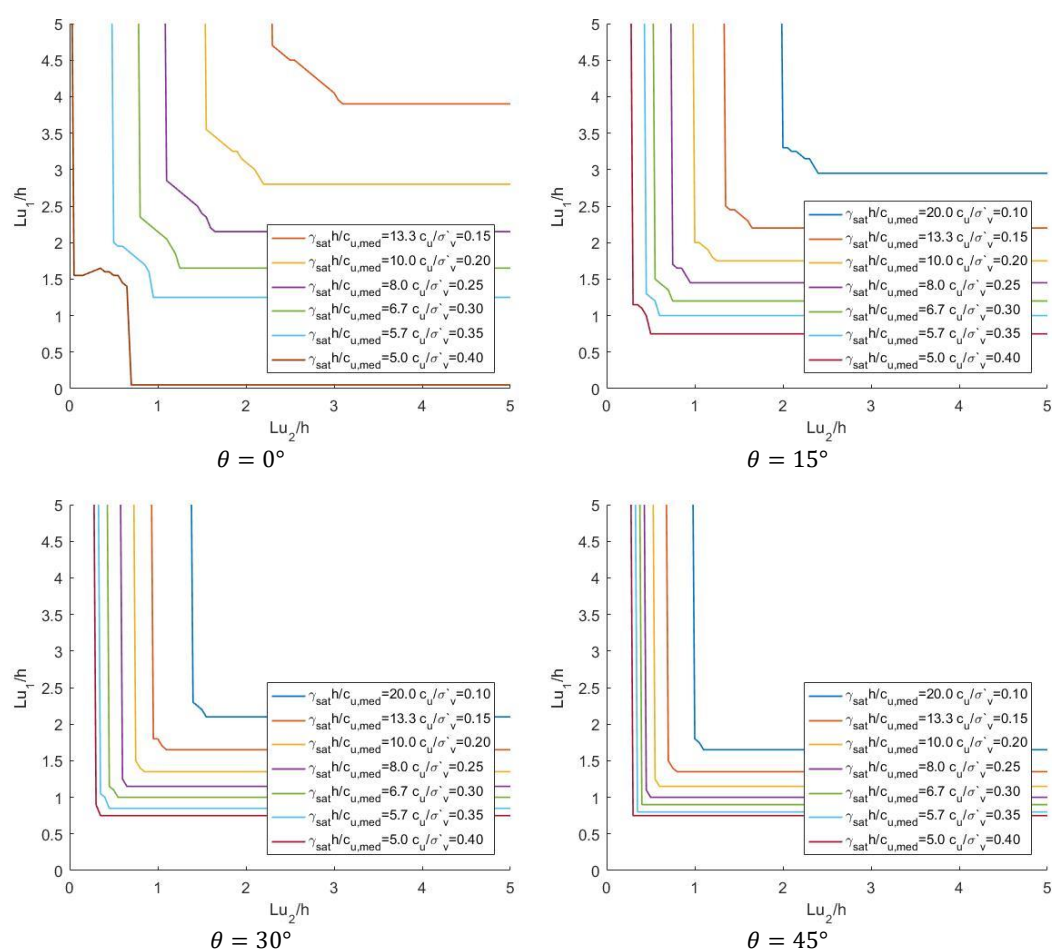


Figura B.1- Resultados da análise paramétrica ao parâmetro  $c_u/\sigma'_v$  admitindo  $f/h=0,0$

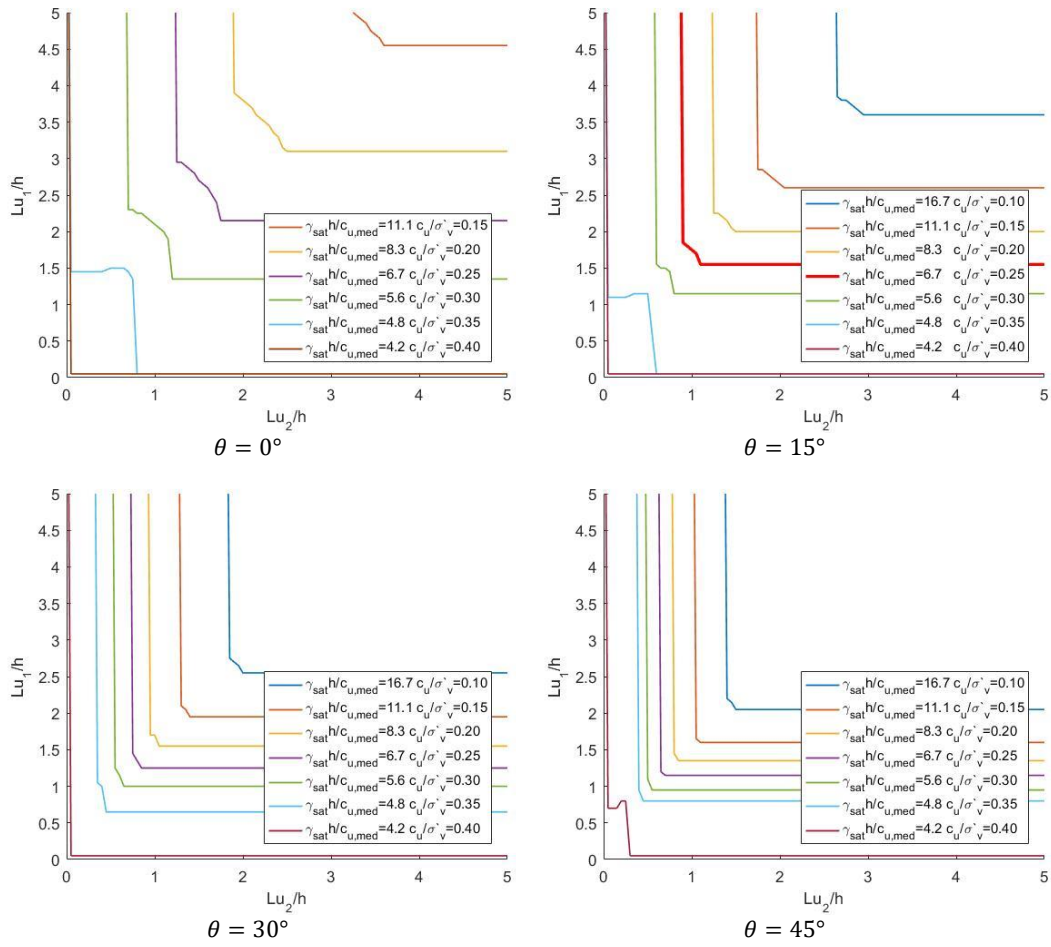


Figura B.2- Resultados da análise paramétrica ao parâmetro  $c_u/\sigma'_v$  admitindo  $f/h=0,2$



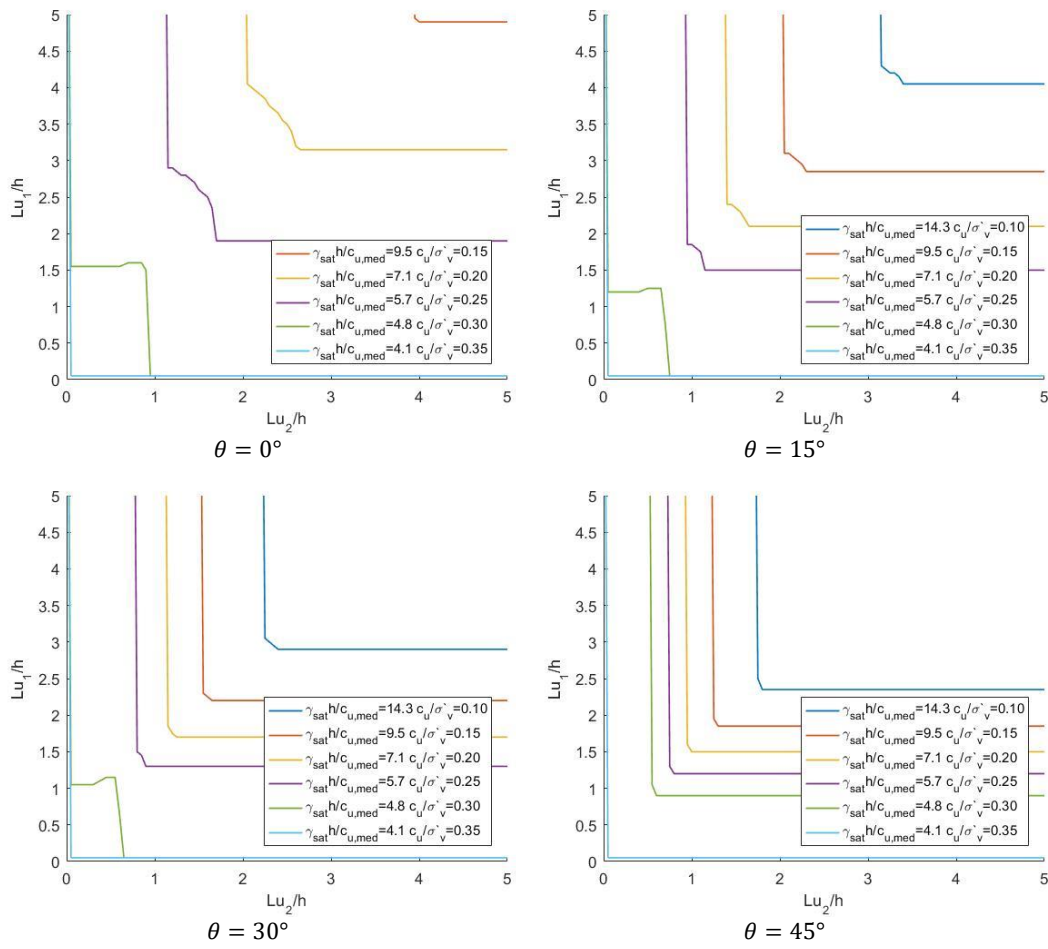


Figura B.3- Resultados da análise paramétrica ao parâmetro  $c_u/\sigma'_v$  admitindo  $f/h=0,4$

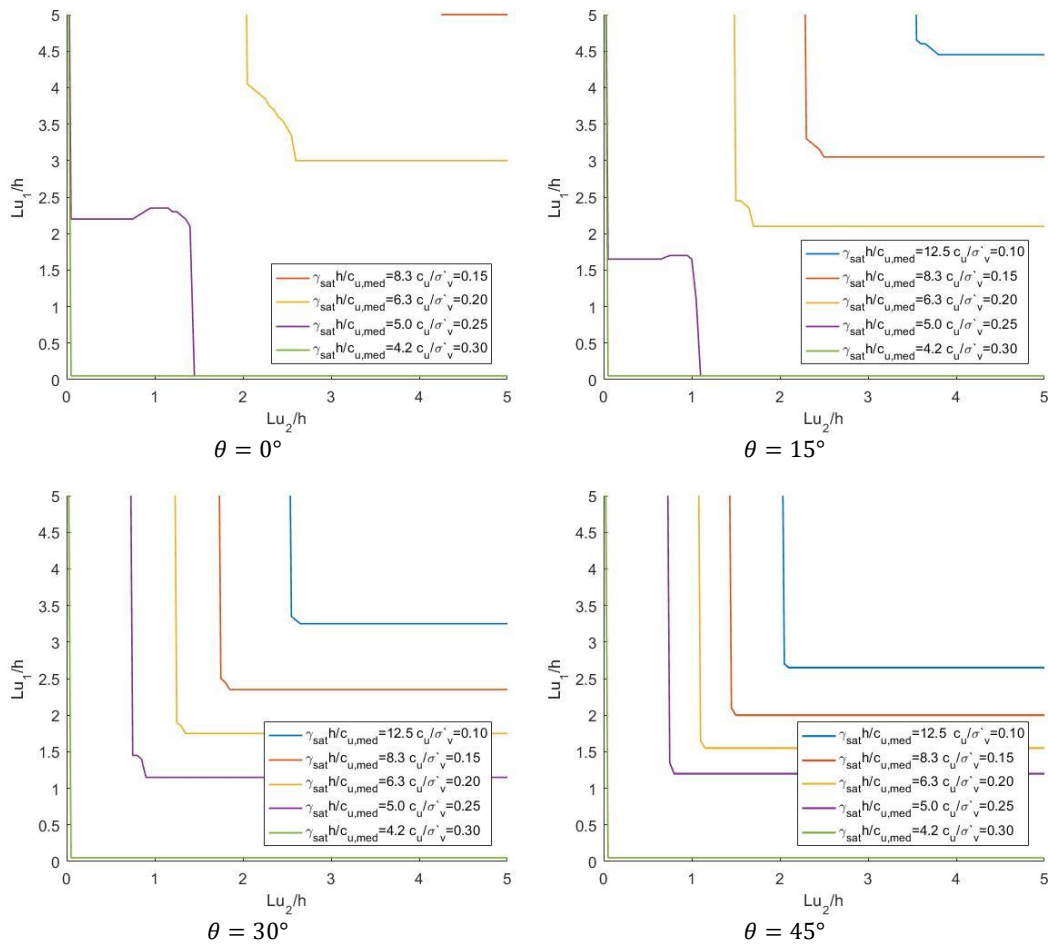


Figura B.4- Resultados da análise paramétrica ao parâmetro  $c_u/\sigma'_v$  admitindo  $f/h=0,6$

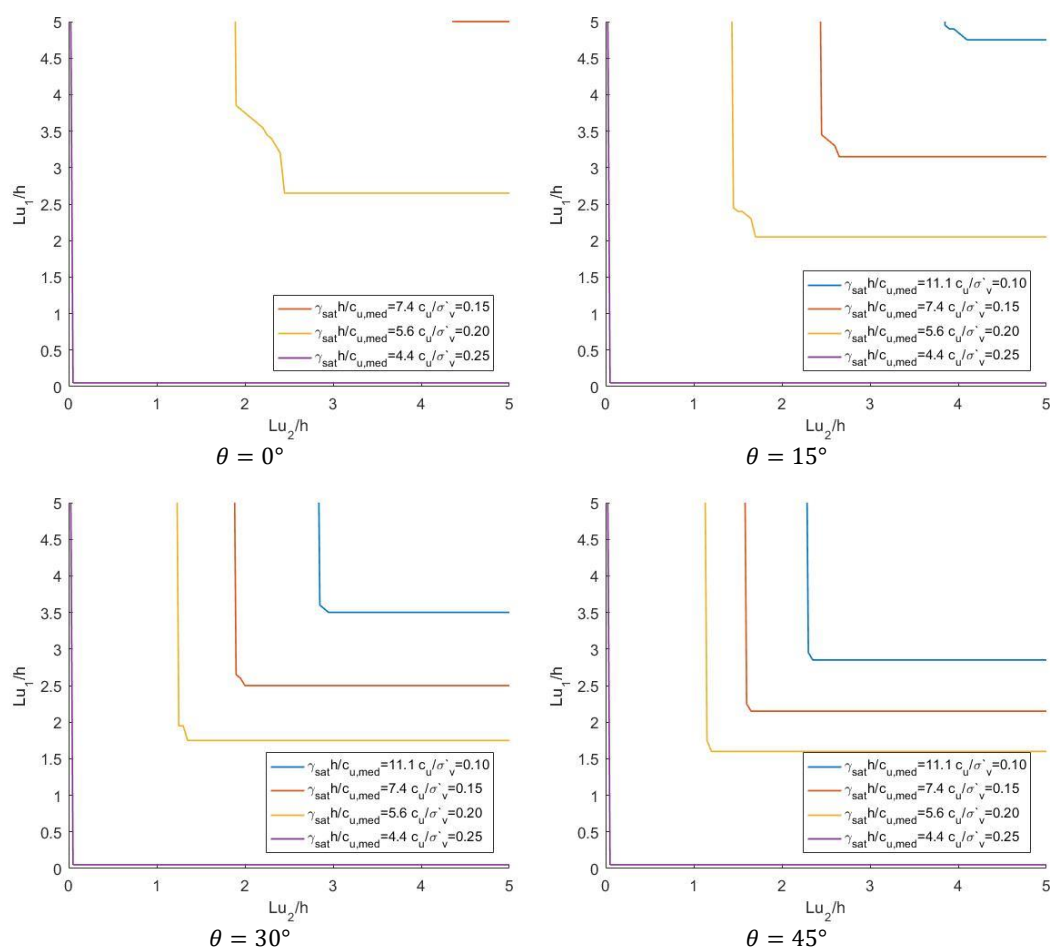


Figura B.5- Resultados da análise paramétrica ao parâmetro  $c_u/\sigma'_v$  admitindo  $f/h=0,8$

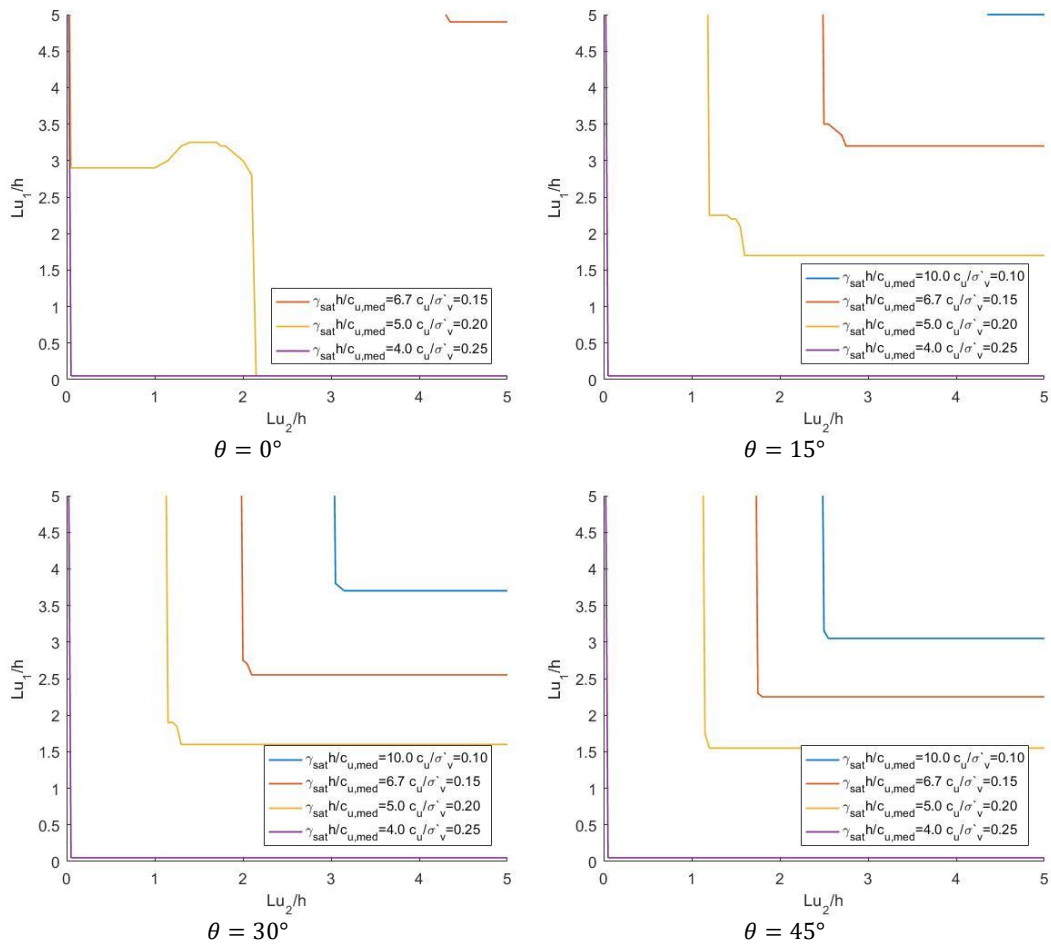


Figura B.6- Resultados da análise paramétrica ao parâmetro  $c_u/\sigma'_v$  admitindo  $f/h=1,0$

## B.2 Análise paramétrica realizada à dimensão da profundidade enterrada adimensionalizada da cortina

Destaca-se aqui que o gráfico desta análise que considera  $c_u/\sigma'_v = 0,10$  e  $\theta = 0^\circ$  não será apresentado, pois todos os comprimentos úteis avaliados dentro dos limites selecionados são instáveis.

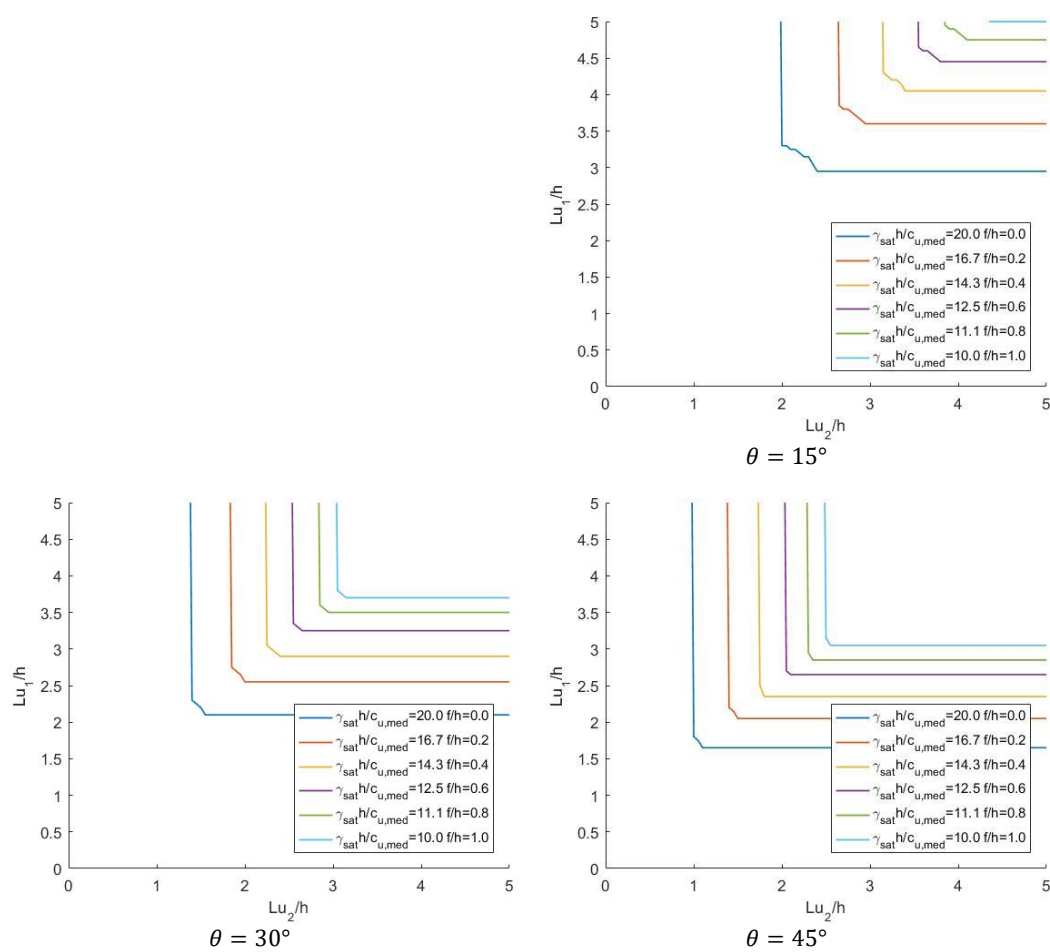


Figura B.7- Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,10$

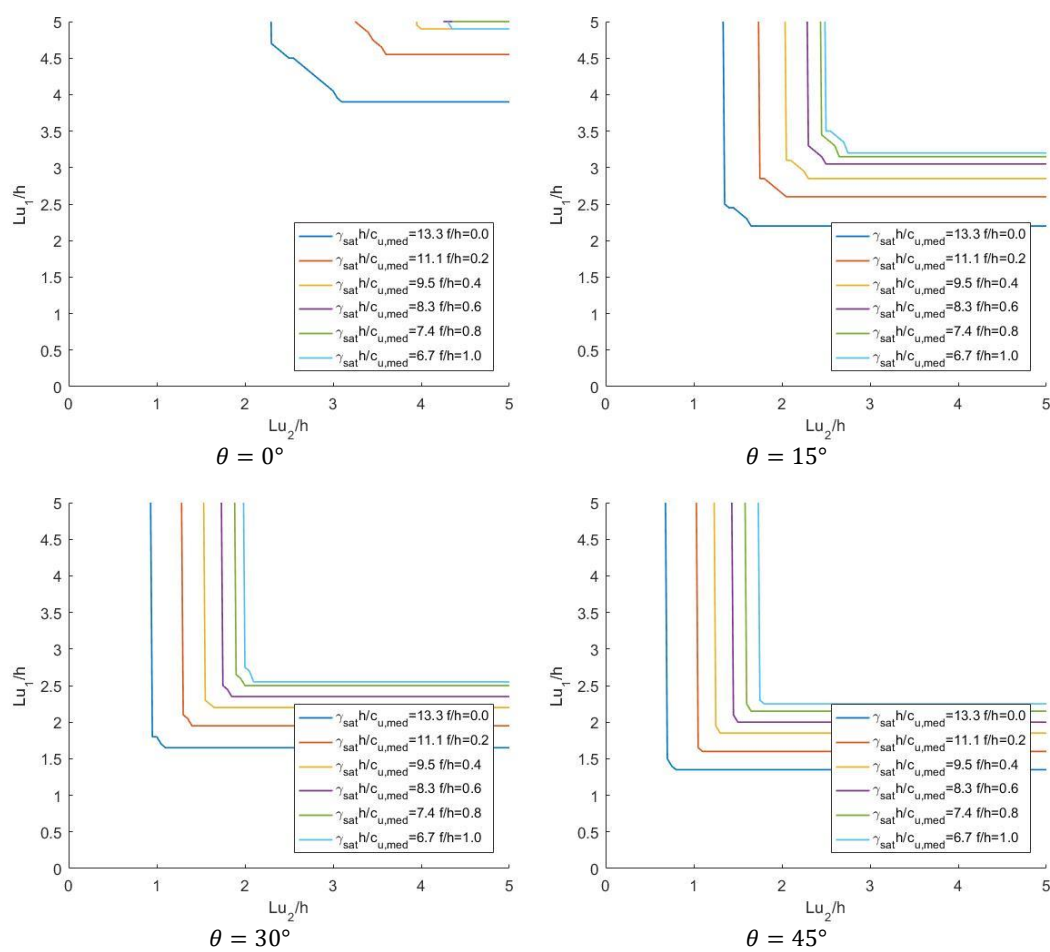


Figura B.8- Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,15$

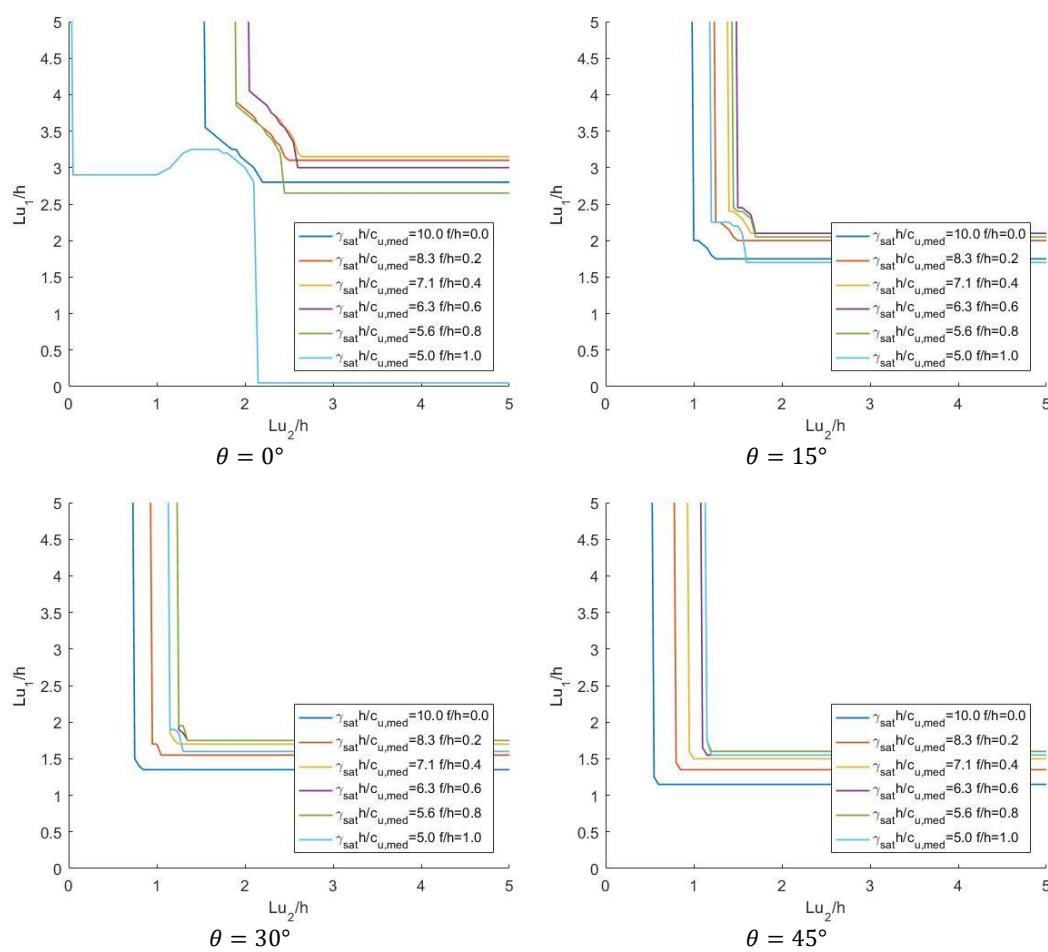


Figura B.9- Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,20$

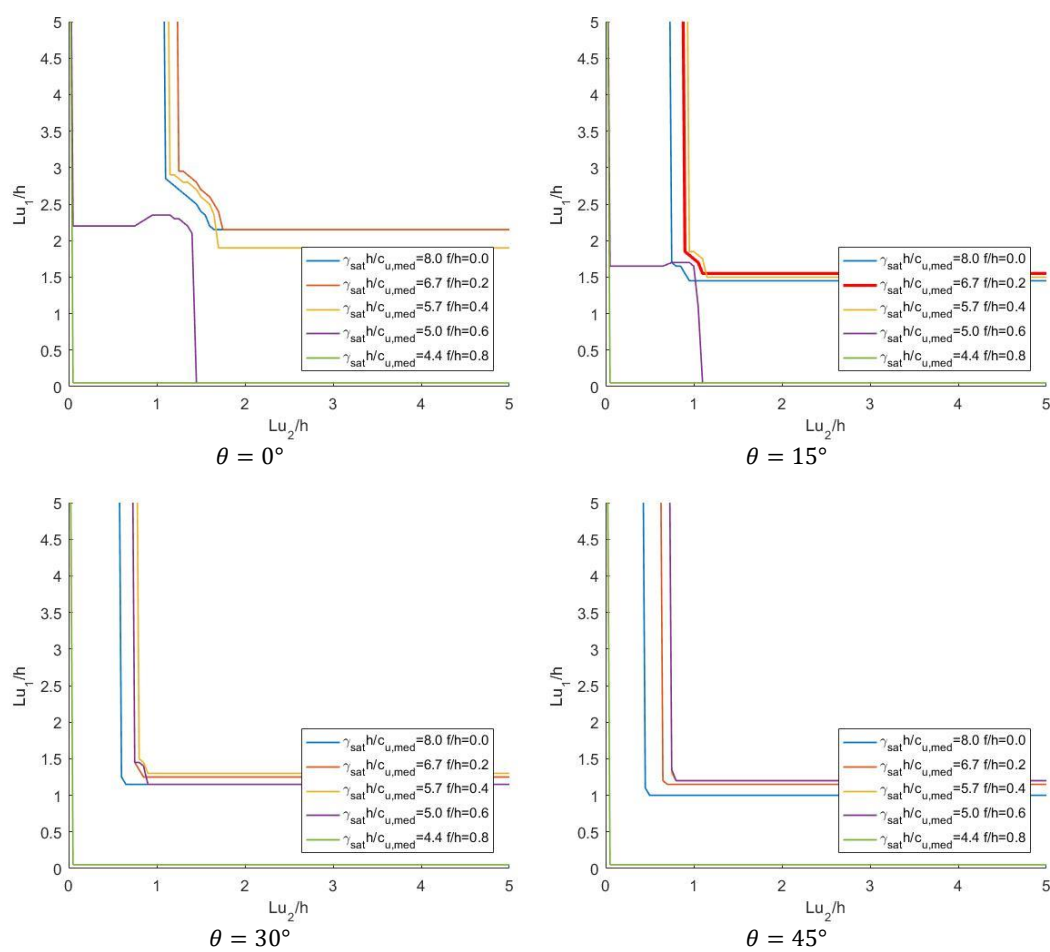


Figura B.10- Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,25$



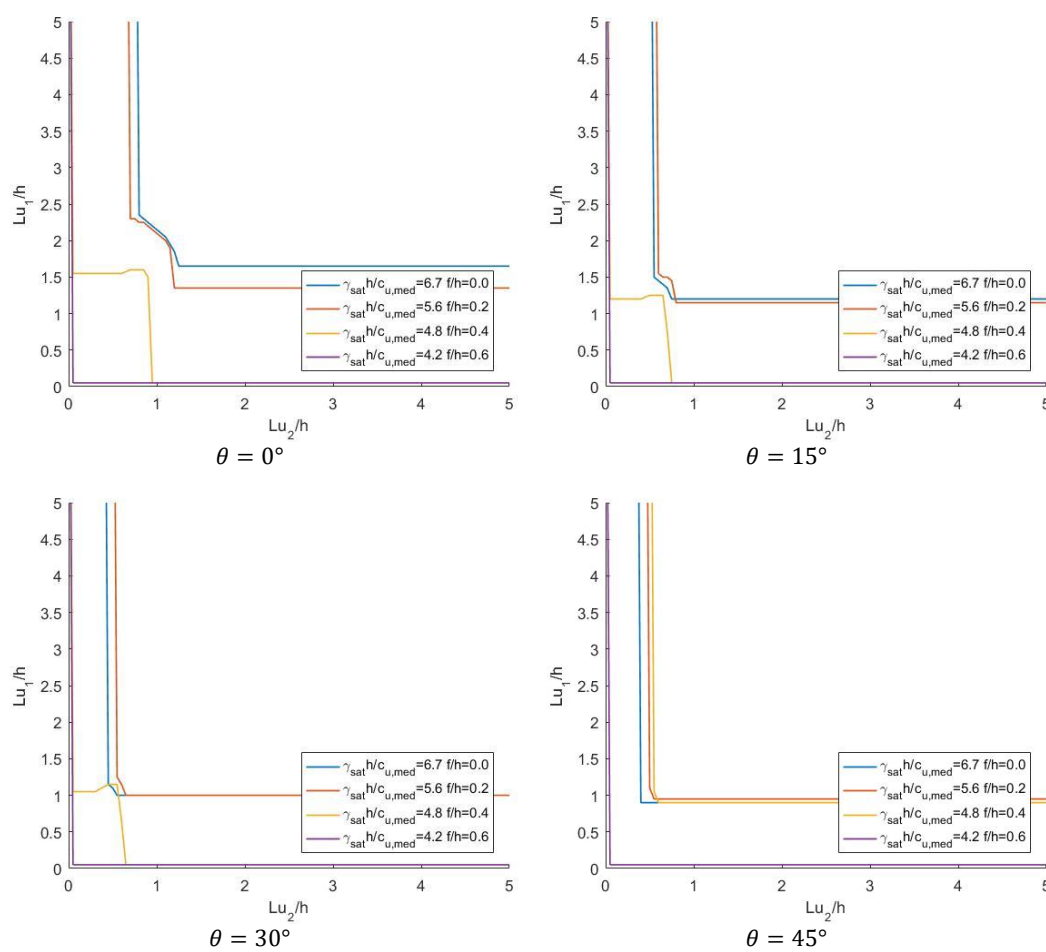


Figura B.11- Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,30$

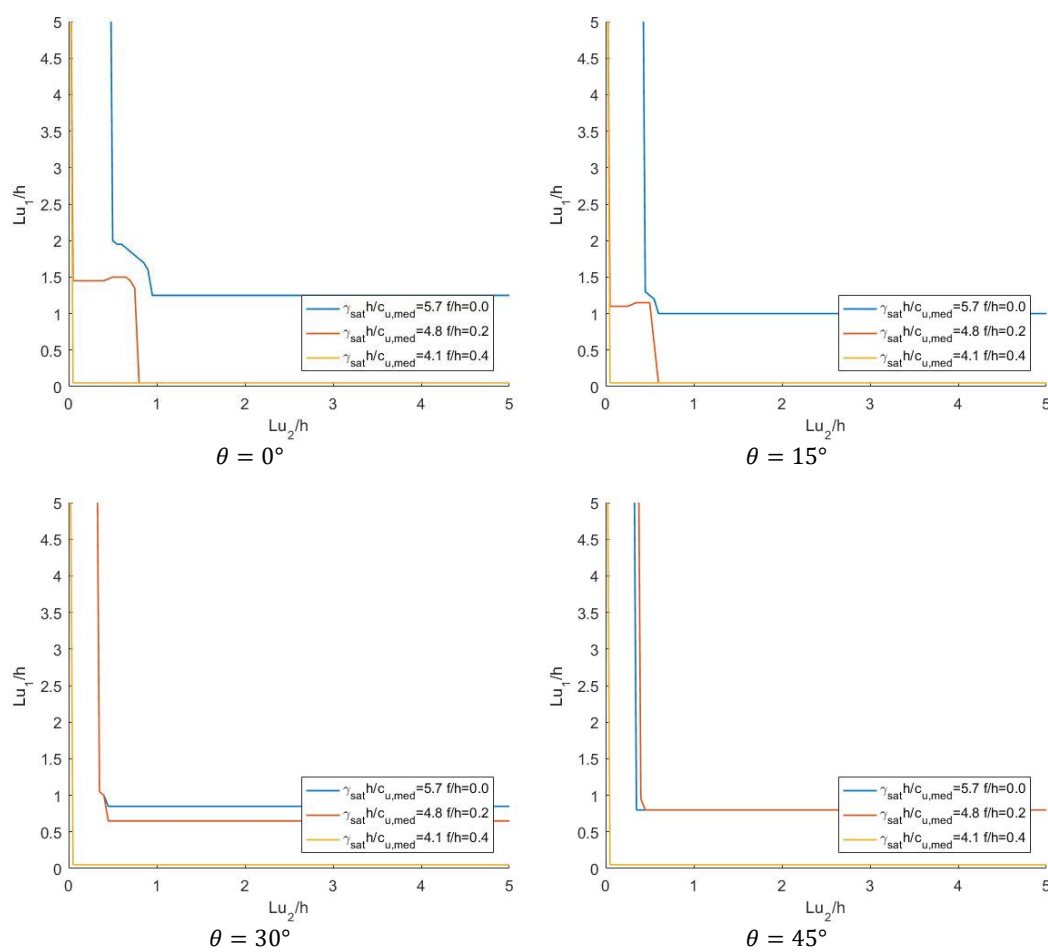


Figura B.12- Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,35$

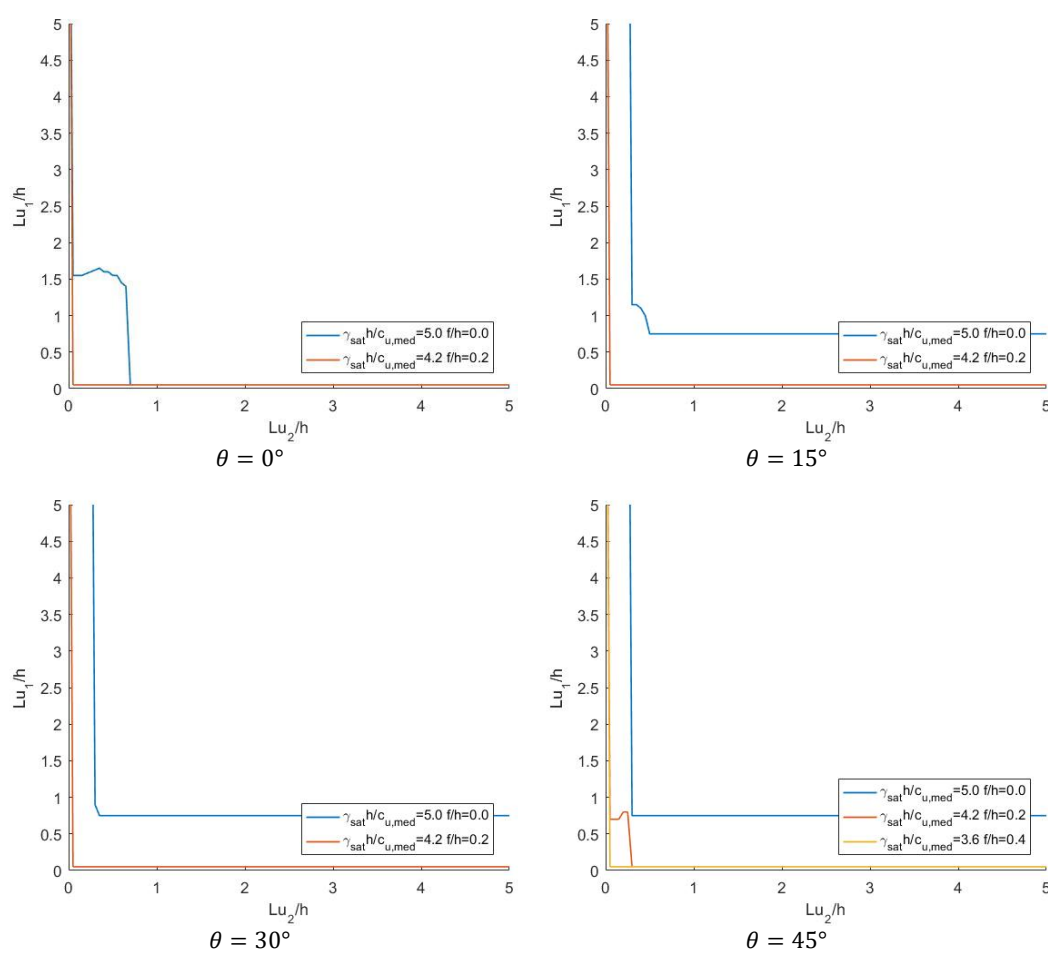


Figura B.13- Resultados da análise paramétrica à profundidade enterrada da cortina admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,40$

### B.3 Análise paramétrica realizada ao ângulo de inclinação das ancoragens da cortina

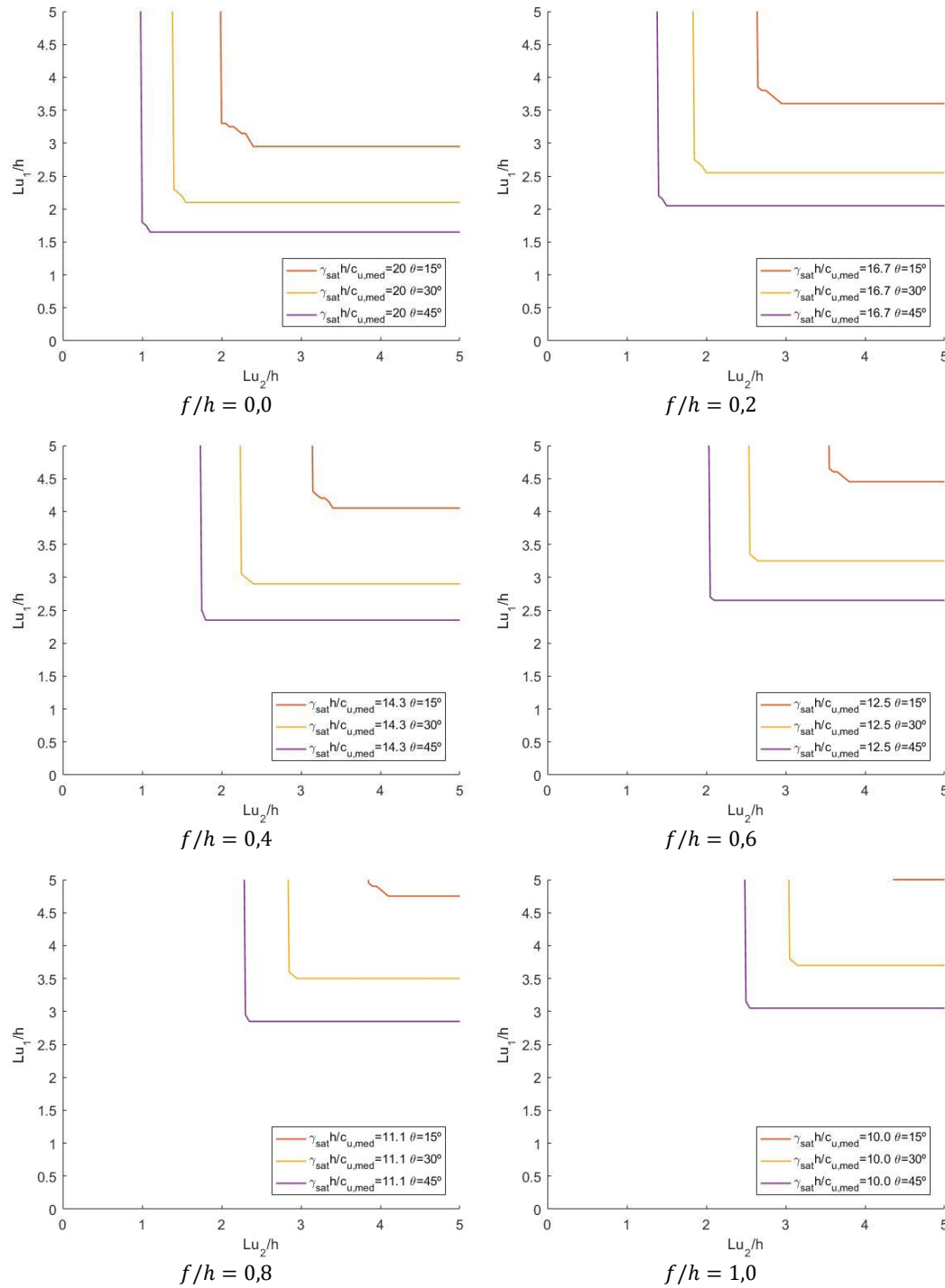


Figura B.14- Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,10$

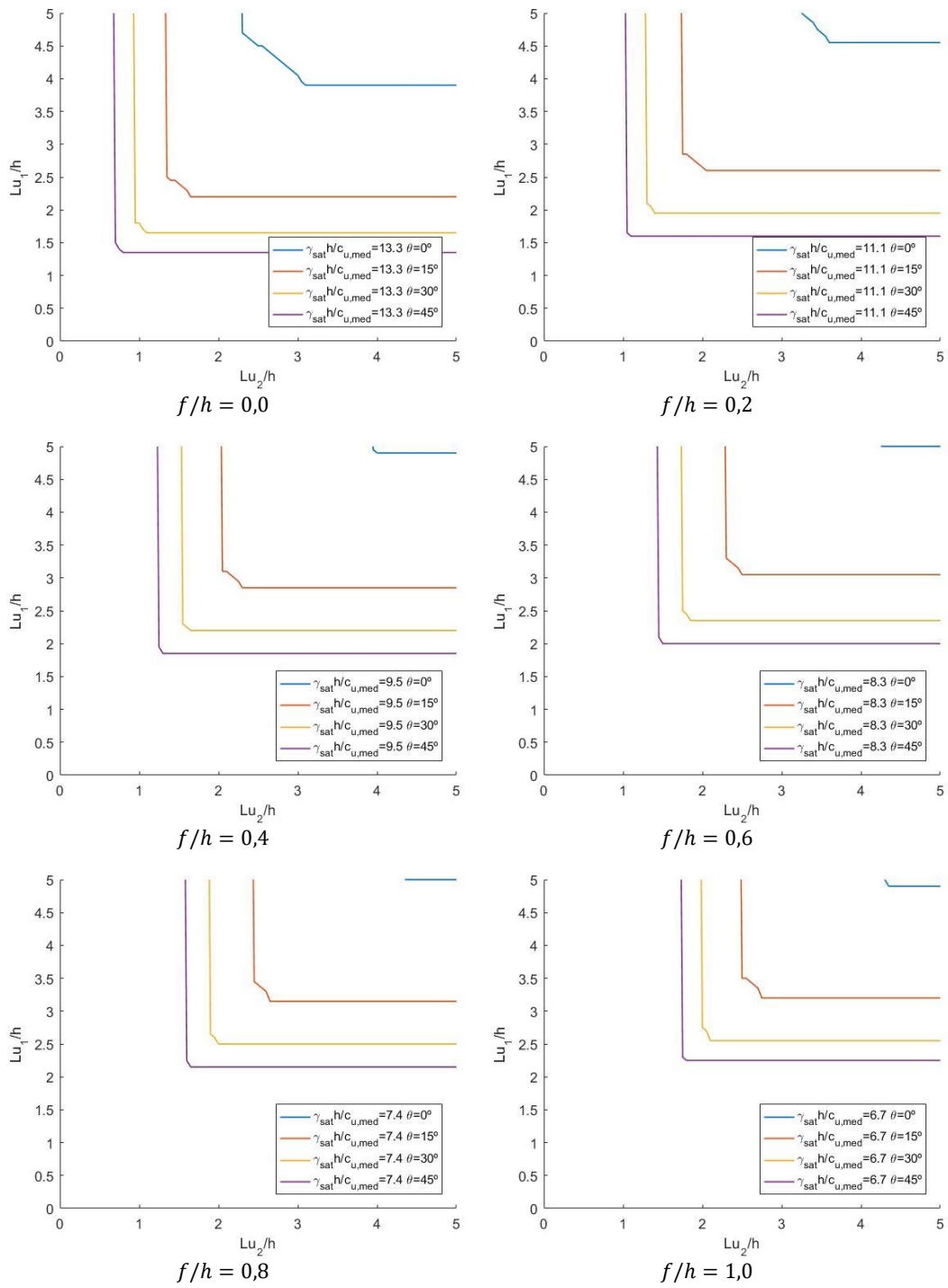


Figura B.15- Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,15$

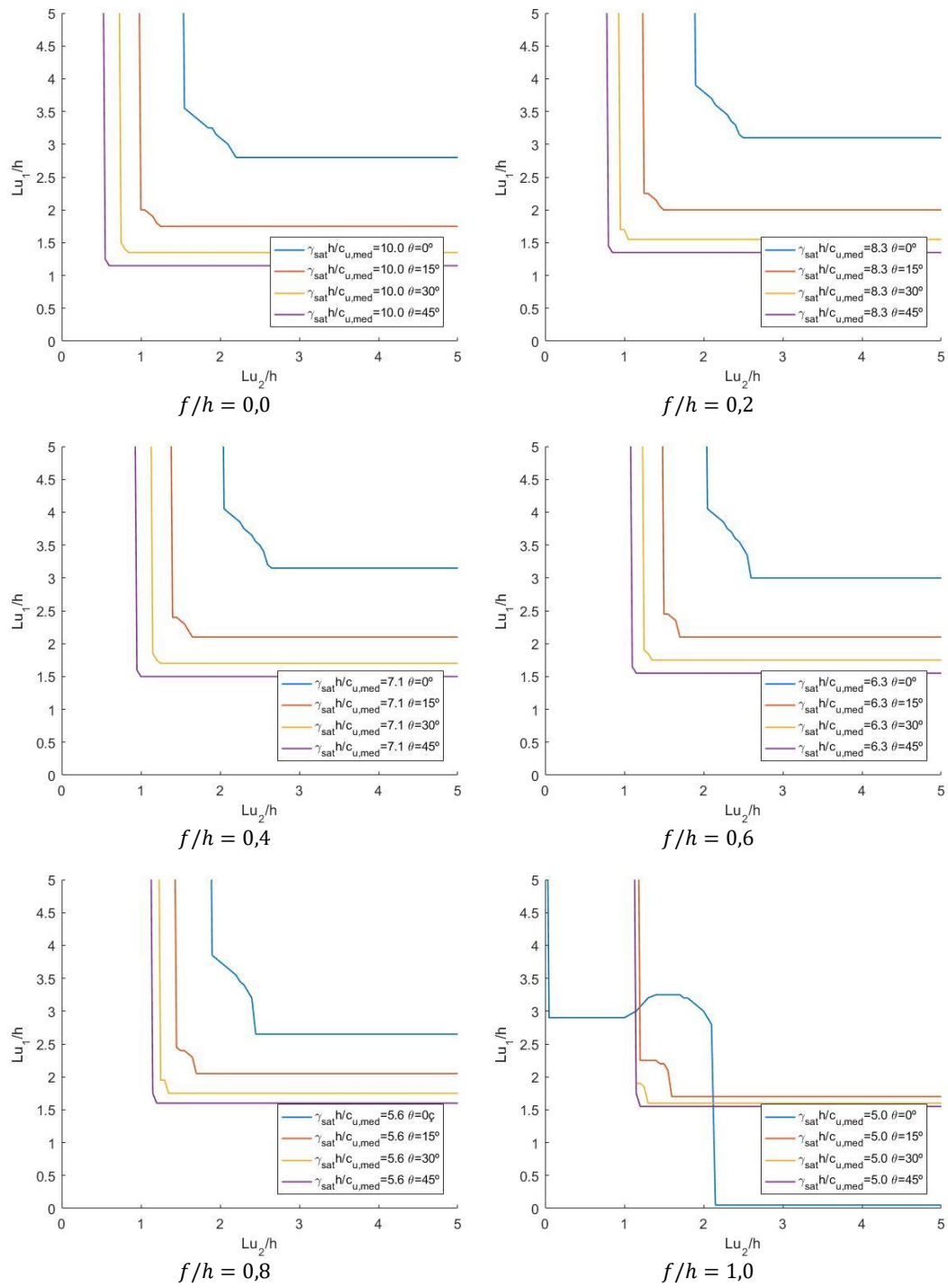


Figura B.16- Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,20$

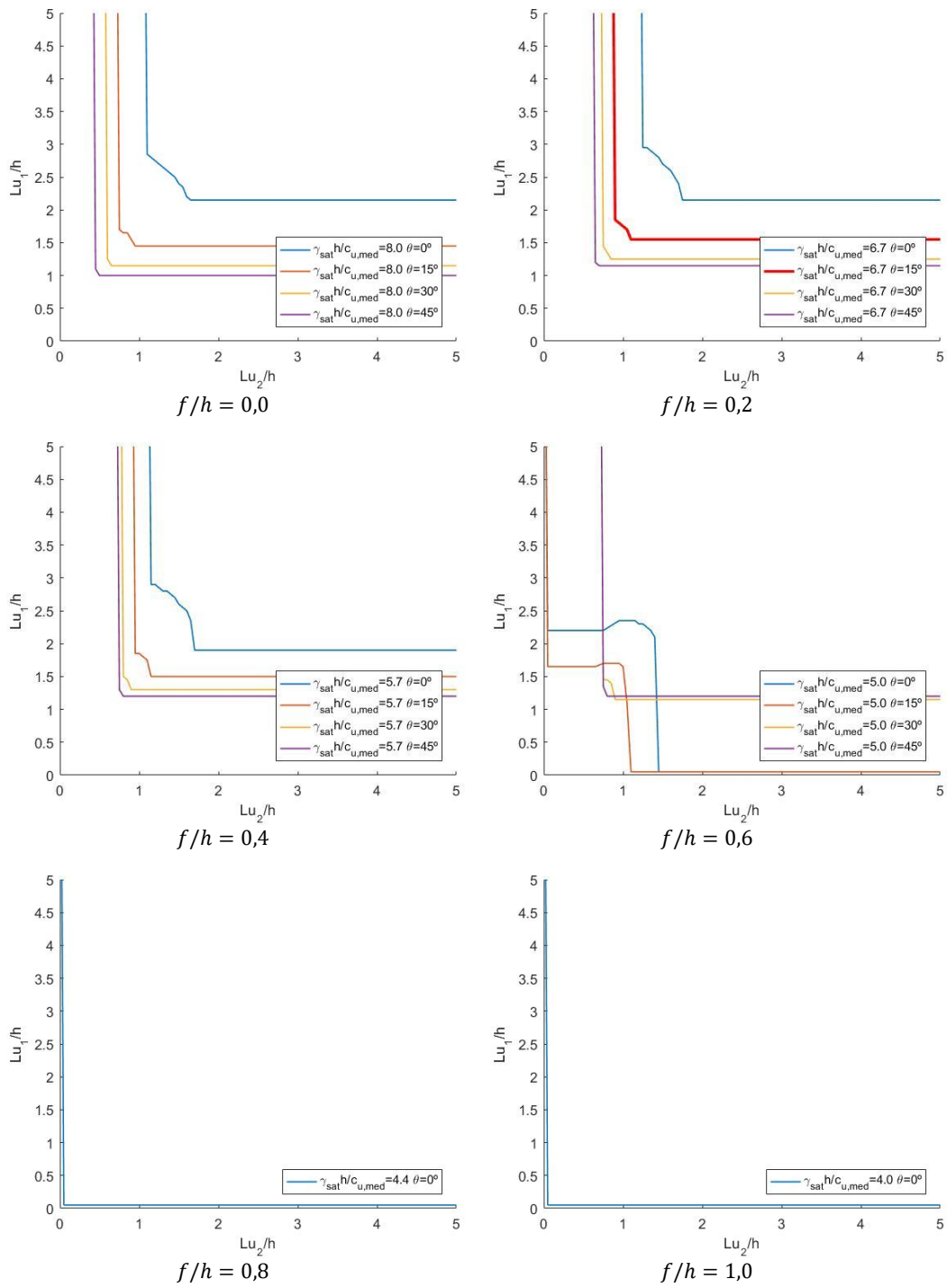


Figura B.17- Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $c_u/\sigma_v' = 0,25$

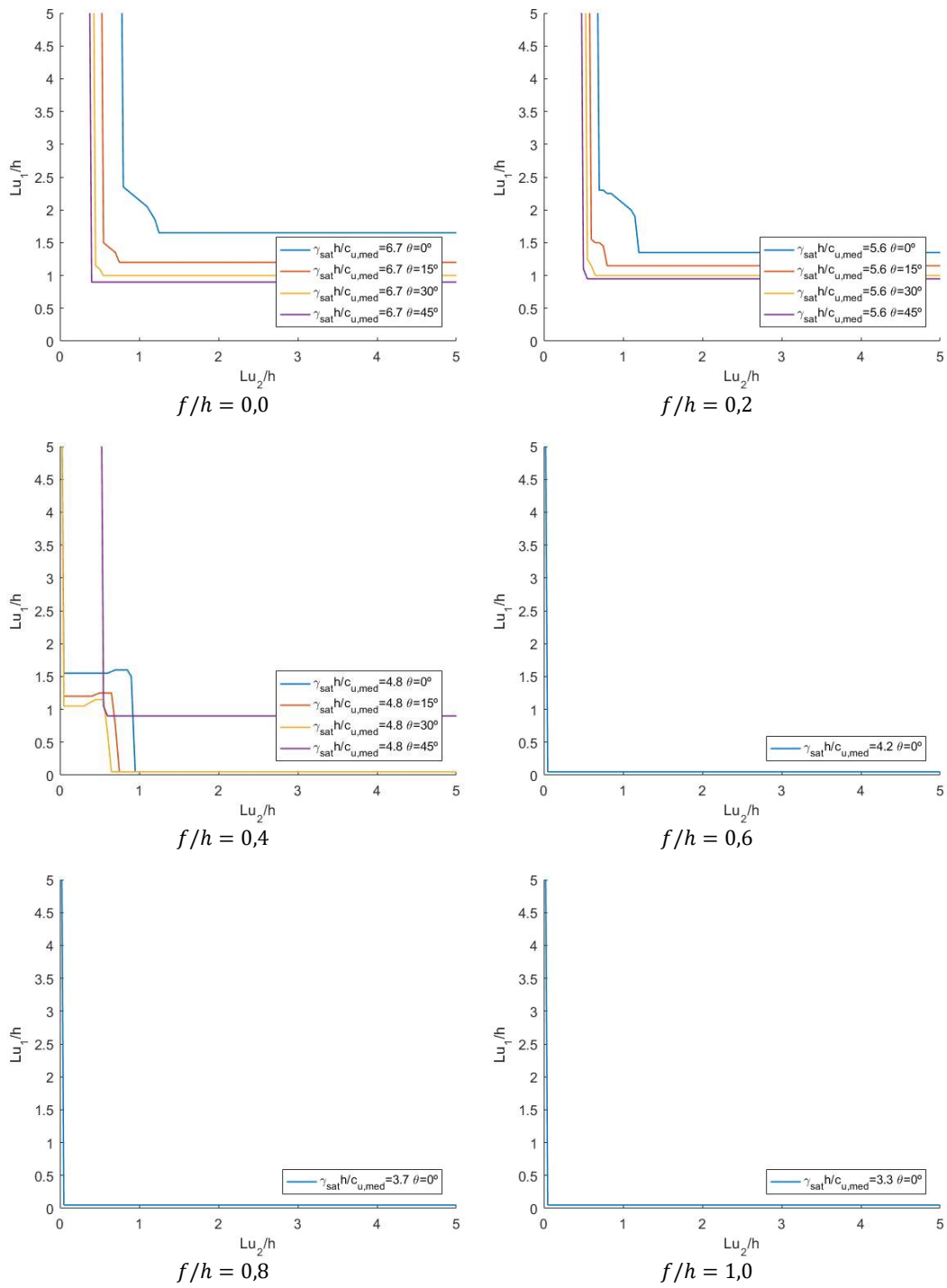


Figura B.18- Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,30$



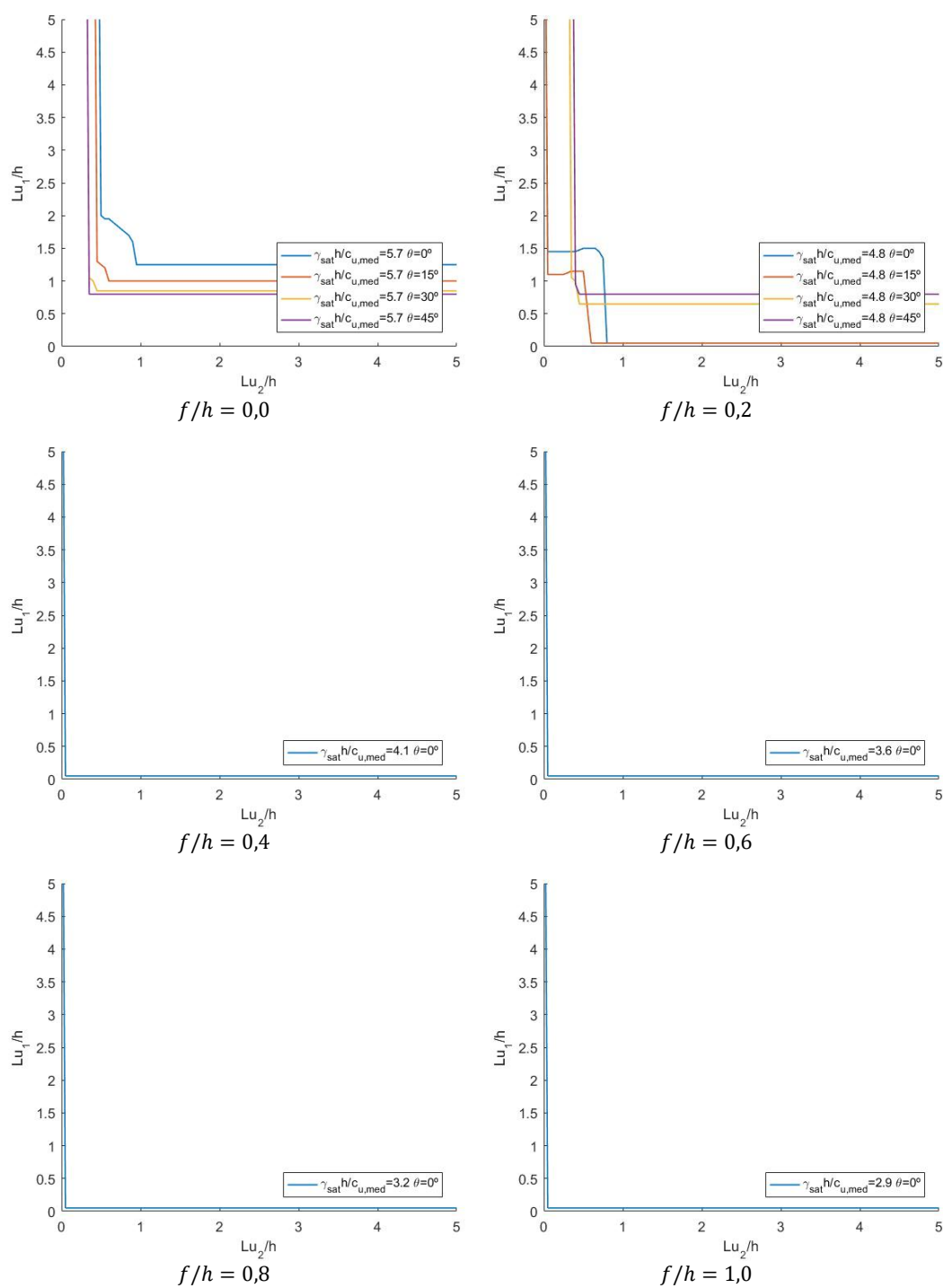


Figura B.19- Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $c_u/\sigma'_v=0,35$

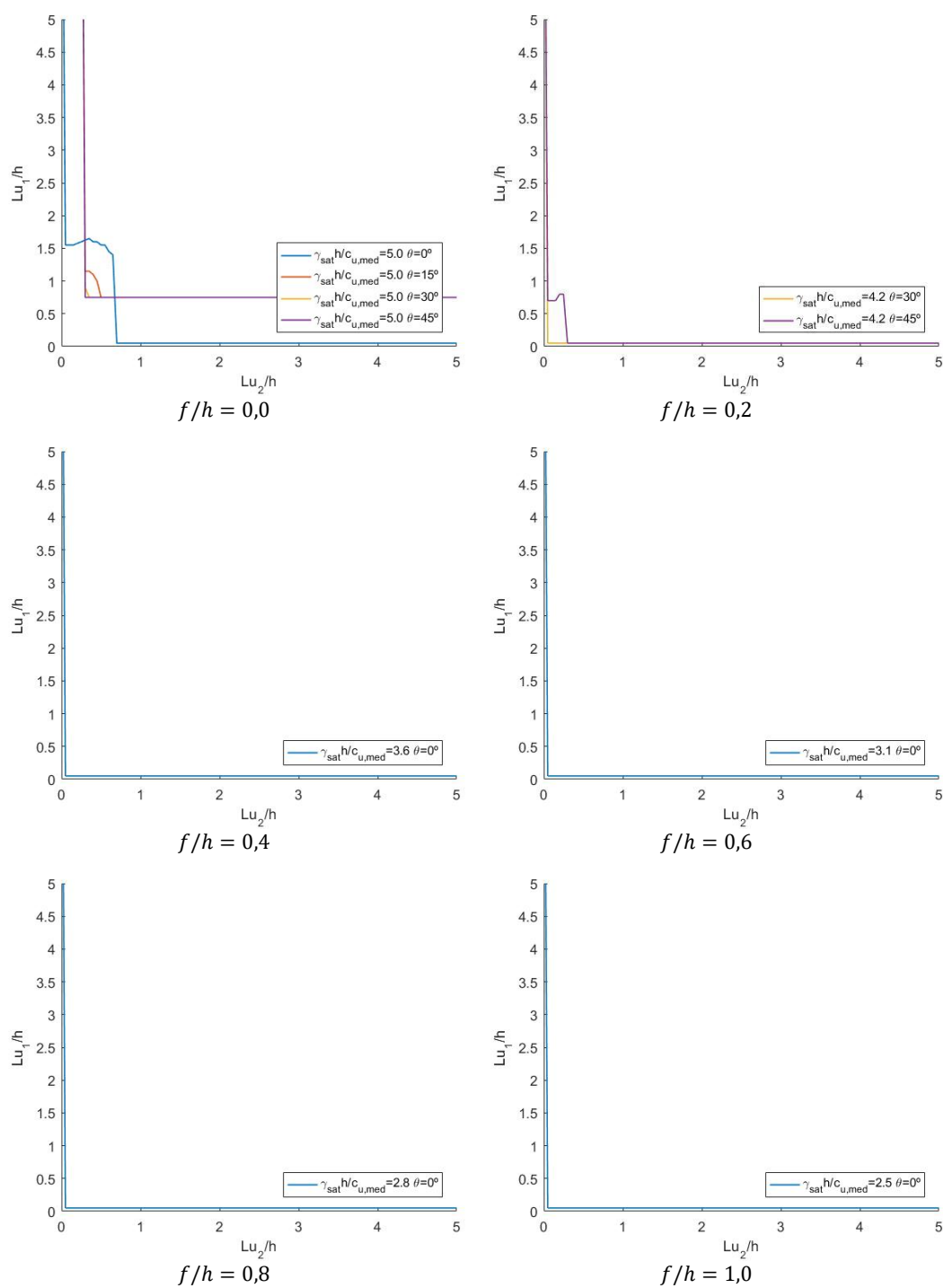


Figura B.20- Resultados da análise paramétrica ao ângulo de inclinação das ancoragens admitindo  $c_u/\sigma_v' = 0,40$